

**МІНІСТЕРСТВО АГРАРНОЇ ПОЛІТИКИ УКРАЇНИ**

**ВІСНИК  
ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО  
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ  
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА  
ІМ. ПЕТРА ВАСИЛЕНКА**

**Випуск 61**

**“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА  
ТЕХНОЛОГІЇ У СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ  
МАШИНОБУДУВАННІ”**

**Харків 2007**

УДК 621.051

Друкується за рішенням Вченої ради ХНТУСГ від 25.10.2007р., протокол №10.

В збірник включені наукові праці Харківського державного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка, ведучих закладів, науково дослідницьких інститутів і підприємств України, в яких відображені результати теоретичних та експериментальних досліджень по відновленню та ремонту сільськогосподарської техніки, фізичним та комп'ютерним технологіям.

Викладені дослідження виконувались згідно програм “Найважливіші проблеми АПК за період 1996-2007 р.р.” та “Фізичні та комп'ютерні технології”.

**Редакційна колегія:**

Академік ІАУ, професор, д.т.н. **Скобло Т.С.** (відповідальний редактор)

Член-кореспондент УААН, професор, к.т.н. **Мазоренко Д.І.**

Академік УАА, професор, д.т.н. **Зайка П.М.**

Академік ІАУ, професор, к.т.н. **Сідашенко О.І.**

Член кореспондент ІАУ, професор, к.т.н. **Науменко О.А.**

Професор, д.т.н. **Сичов І.П.**

Професор, д.ф.-м.н. **Басін В.С.**

Професор, д.т.н. **Войтов В.А.**

Професор, д.т.н. **Платков В.Я.**

Професор, д.т.н. **Трішевський О.І.**

Доцент, к.т.н. **Тіхонов О.В.** (відповідальний секретар)

Наукове видання

ВІСНИК ХАРКІВСЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ  
СІЛЬСЬКОГО ГОСПОДАРСТВА ІМ. ПЕТРА ВАСИЛЕНКА

Випуск 61

“ТЕХНІЧНИЙ СЕРВІС АПК, ТЕХНІКА ТА ТЕХНОЛОГІЇ У  
СІЛЬСЬКОГОСПОДАРСЬКОМУ МАШИНОБУДУВАННІ”

Відповідний за випуск Тіхонов О.В.

Комп'ютерний набір та верстка Бондар Н.Б., Новіков Д.Ф.

Підписано до друку 09.11.2007р. Папір тип №2.

Формат 60x84 1/16. Умов. друк. аркуш. 11,6. Тираж 300 прим.

Замовлення № 21

---

ХНТУСГ, 61002, м. Харків-2, вул. Артема 44

---

Типографія заводу “ФЕД”

61023, м. Харків, вул. Сумська, 132

ISBN 5-7987-0176X

© Харківський національний технічний  
університет сільського господарства,  
2007

## ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ВСТАВКИ ГИЛЬЗЫ ЦИЛИНДРА

Скобло Т.С., докт. техн. наук, Иващенко С.Г., канд. техн. наук  
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*В статье приведены результаты исследований по изменению микротвердости по глубине поверхностного слоя, расчет средней микротвердости, изменение величины износа образцов, обработанных хонингованием и алмазным выглаживанием, приведены профилограммы шероховатости*

Применение алмазного выглаживания рабочей поверхности вставки гильзы цилиндра вместо трудоемкого и дорогостоящего процесса хонингования является рациональным и эффективным решением при восстановлении изношенной гильзы цилиндра.

Целью исследований является обоснование применения алмазного выглаживания, как финишной обработки, после восстановления изношенной гильзы цилиндра дизельного двигателя методом постановки тонкостенной литой вставки, изготовленной из износостойкого легированного чугуна.

Основным фактором, влияющим на структурное состояние поверхностного слоя при выглаживании, является пластическая деформация. При выглаживании пластическая деформация происходит путем сдвигов по плоскостям скольжения отдельных кристаллитов, дробления крупных кристаллов, при этом структура поверхностного слоя становится более мелкозернистой, наблюдается деформация кристаллов поверхностного слоя вдоль направления деформации, их дробление и отмечается некоторая их ориентация (формирование текстуры). Установлено, что структурное состояние поверхностного слоя, в основном, зависит от режимов выглаживания, а именно от силы деформации  $P_y$ . Другие параметры процесса (подача и скорость) на структурное состояние поверхностного слоя влияют в меньшей степени.

При алмазном выглаживании пластическая деформация обеспечивает упрочнение поверхностного слоя металла: увеличиваются твердость, пределы упругости и текучести, однако уменьшается пластичность. Проведенными исследованиями показано, что при выглаживании зеркала вставки из нового материала микротвердость поверхностного слоя значительно повышается в сравнении с исходной. С увеличением глубины до 0,2...0,4 мм уровень микротвердости приближается к исходной. Поверхностная микротвердость с увеличением силы выглаживания возрастает (рис. 1) и достигает максимума при  $P_y = 180...200$  Н.

Дальнейшее увеличение силы выглаживания вызывает падение поверхностной микротвердости до исходной вследствие исчерпания способности материала тонкого поверхностного слоя к упрочнению, что соответствует его перенаклепу [1,2]. Микротрещины на выглаженной

поверхности наблюдали при выглаживании и при небольших усилиях  $P_y$ , но малых подачах (менее 0,03 мм/об) или с увеличением числа рабочих ходов больше 6 (рис. 2). Однако следует отметить, что при оптимальных режимах выглаживания на рабочей поверхности вставки появление микротрещин не отмечали.

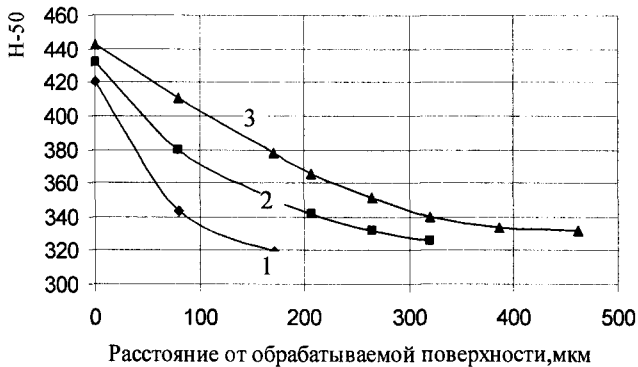


Рис. 1. Изменение микротвердости по глубине  $h_s$  поверхностного слоя металла вставки гильзы цилиндра в зависимости от усилия выглаживания  $P_y$ : 1 – 150 Н; 2 – 180 Н; 3 – 250 Н.

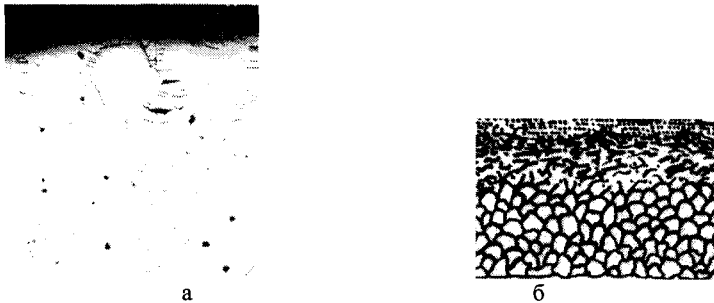


Рис. 2. Микротрещины после выглаживания при 7 проходах рабочим инструментом (а) и схема (б) структурных изменений после упрочняющей обработки.

Среднюю микротвердость структуры оценивали как:

$$H_{50} = \frac{\%P \cdot H_{\mu} + \%T \cdot H_{\mu} + \%Ц \cdot H_{\mu}}{100},$$

где  $P$ ,  $T$  и  $Ц$  доля составляющих: перлита, троостита и цементита,  $H_{\mu}$  – микротвердость каждой структурной составляющей.

Исследования [1,3,4] показали, что в поверхностном слое после алмазного

выглаживания создаются значительные по величине сжимающие остаточные напряжения, плавно изменяющиеся по глубине упрочненного слоя.

При этом выявлено, что продукты распада аустенита упрочнялись после такого режима выглаживания на 20...30%, а цементита на 10...12%. Общая глубина залегания сжимающих напряжений достигает 0,45 мм. Максимум тангенциальных остаточных напряжений располагается на глубине 0,03...0,1 мм [5], что не противоречит данным работы [1]. Изменяя величину силы  $P_y$ , можно регулировать уровень и глубину формирования остаточных напряжений.

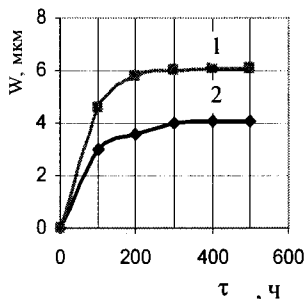


Рис. 3. Изменение величины износа ( $W$ ) образцов из предложенного материала вставки, подвергнутой хонингованию (1) и алмазному выглаживанию (2).

Кроме того, после алмазного выглаживания обработанная поверхность приобретает соломенный цвет, что свидетельствует о выдавливании структурно-свободной меди на поверхность. Повышенная ее концентрация снижает коэффициент трения при эксплуатации.

Результаты стендовых и эксплуатационных испытаний показали, что алмазное выглаживание вставки из предложенного материала обеспечивает

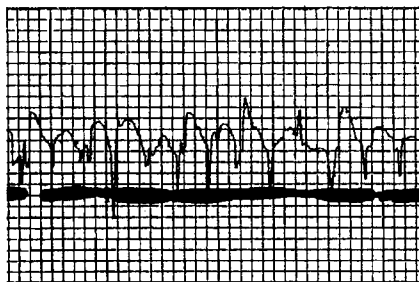


Рис. 4. Профилограмма шероховатости гильзы цилиндра, упрочненной методом алмазного выглаживания в качестве финишной операции ППД.

Проведены исследования по установлению эффективности применения алмазного выглаживания вставки. Сравнивали износостойкость образцов, изготовленных из предложенного материала и рекомендуемой технологии упрочнения сопоставительно с обработкой хонингованием. Исследования проводили на машине трения МИ-1М.

Показано, что выглаженные образцы имеют на 20...25% меньший износ (рис. 3) по сравнению с подвергнутыми хонингованию. Выглаживание не только уменьшает износ вследствие благоприятной формы неровностей и повышенной твердости в период приработки, но и уменьшает интенсивность установившегося износа на 36% в результате значительного по глубине упрочнения поверхностного слоя.

хорошее качество поверхности и ее упрочнение, повышение износостойкости и рекомендуется для финишной обработки рабочей поверхности (зеркала).

В работе [6] приводятся данные о том, что алмазное выглаживание позволяет повысить долговечность деталей в 2,5...3,5 раза, а при условии эксплуатации в коррозионной среде – в среднем в 30...40 раз. Такие показатели зависят от применяемого материала и параметров

упрочняющей обработки.

Выполнен сопоставительный анализ изменения поверхностного рельефа после восстановления с использованием операции хонингования и упрочнения методом алмазного выглаживания. Одновременно выполнена оценка состояния шероховатости новой детали в состоянии поставки (рис. 4). Она мало отличается по характеру рельефа от восстановленной гильзы методом растачивания и хонингования.

Установлено, что профилограмма шероховатости гильз цилиндров, восстановленных с использованием упрочнения ППД имеет более регулярный характер, чем при растачивании с последующим хонингованием (рис. 5), кроме того, в первом случае, расстояния во впадинах более широкие. Это обеспечивает стабильное удержание и большее количество смазки при эксплуатации.

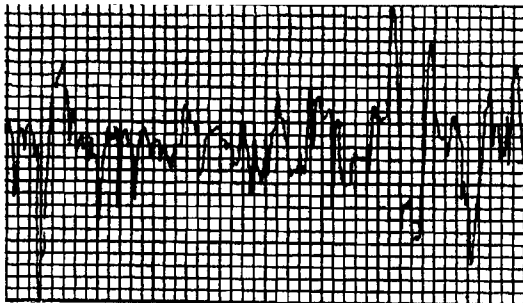


Рис. 5. Профилограмма шероховатости гильзы цилиндра, обработанной растачиванием с последующим хонингованием.

При обработке методом ППД глубина упрочненного слоя при  $P_y = 200$  Н достигает до 0,2 мм (рис. 1) и обеспечиваются сжимающие напряжения. Класс чистоты возрастает с 6 до 11 (в зависимости от исходного состояния и твердости) после финишной обработки.

В результате исследований установлено, что применение алмазного выглаживания более целесообразно, чем обрабатывать восстановленную гильзу хонингованием. Алмазное выглаживание позволяет повысить долговечность деталей в 2,5...3,5 раза, уменьшить износ на 20...25%.

### Список литературы

1. Одинцов Л.Г. Финишная обработка деталей алмазным выглаживанием и вибровыглаживанием. —М.: “Машиностроение”, 1981. —160 с.
2. Иващенко С.Г., Скобло Т.С. Выбор параметров и результаты алмазного выглаживания рабочей поверхности гильзы цилиндра со вставкой. Сб. научн. тр. —Старый Оскол: Россия, 1999. —С. 40...42.
3. Торбило В.М. Алмазное выглаживание. —М.: 1970. —103 с.
4. Хворостухин Л.А., Машков В.Н., Торпачев В.А., Ильин Н.Н. Обработка металлопокрытий выглаживанием. —М.: Машиностроение, 1980. —63 с.
5. Салтыков С.А. Стереометрическая металлография. —М.: Металлургия, 1976. —270 с.
6. Повышение прочности и долговечности деталей машин поверхностным пластическим деформированием /Под ред. И.В. Кудрявцева/ ЦНИИТМАШ, Кн. №90, 1970. —152 с.

## **Анотація**

### **Ефективність застосування алмазного вигладжування робочої поверхні вставки гільзи циліндра**

*В статті приведені результати досліджень зі змінення мікротвердості по глибині поверхневого шару, розрахунок середньої мікротвердості, змінення величини зносу зразків, оброблених хонігуванням та алмазним вигладжуванням, приведені профілограми шорсткості.*

## **Abstract**

### **Efficiency of application of diamond processing of a working surface of an insert of a sleeve of the cylinder**

*In clause results of researches on change of microhardness on depth of a superficial layer, calculation of average microhardness, change of size of deterioration of the samples processed to hone and diamond burnishing are resulted, resulted profilogrammes of roughnesses.*

## ВНЕПЕЧНАЯ ОБРАБОТКА ЧУГУНА ШЛАКООБРАЗУЮЩИМИ СМЕСЯМИ

Скобло Т.С., докт. техн. наук, Сидашенко А.И., канд. техн. наук,  
Пасько Н.С., аспирант

(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Рассмотрен вопрос влияния внепечной обработки на чугун шлакообразующей смесью, для повышения качества и свойств деталей.*

Для повышения свойства деталей используют различные технологические приемы. Известно [1], что хорошие результаты могут быть достигнуты внепечной обработкой расплава.

Целью исследований является изучение влияния обработки чугуна шлакообразующими смесями на его свойства металла. Эксперименты проводили в пролупромышленных условиях. Рафинирующую смесь присаживали непосредственно в литые формы. Четыре отливки диаметром 250 мм и высотой 500 мм получали в сухих песчано-глинистых формах. Для опытов выбрали чугун, близкий по составу к металлу валков, для выявления влияния внепечной обработки на графит, так и на цементит чугуна. Температуру заливки изменялась от 1390°C на первой отливке до 1345°C – на четвертой. Выбор интервала температур заливки определялся возможностью формирования шлака при заливке последней отливки и скоростью охлаждения металла в ковше.

Состав шлаковой смеси приведен в табл. 1.

Таблица 1

Состав и температура плавления шлакообразующих смесей

Номер смеси	Количество составляющих, % по весу				Температура плавления, °С
	Плавиковый шпат	Датолит	Поваренная соль	Прочие составляющие	
1	30	60	10	-	920-945
2	30	60	-	Бишофит – 10	910-941
3	29	58	9,7	Пятиокись ниобия – 3,3	920-945
4	-	85	-	Кальцинированная сода- 15	-
5	25	60	-	То же - 15	-

Химический состав металла в полученных отливках приведен в табл. 2, а механические свойства – в табл. 3.

Максимальные отклонения от приведенных средних показателей прочности на разрыв и изгиб не превышали 3 МПа, а прочности на сжатие 5 МПа. Для изготовления отливок А-Е (табл. 2) смесь в количестве 0,6% от веса металла за-



сыпали на дно литейной формы. Для обеспечения расплавления смеси и контакта жидкого чугуна со шлаком время заливки принимали 60-70 с., контрольную отливку А заливали за 30 с. Визуальными наблюдениями установлено, что расплавление смеси и формирование шлака происходило после заполнения половины литейной формы [2].

Таблица 2

Химический состав отливок

Индекс отливки	№ шл.см.	Расстояние от низа отливки	Содержание элементов, %										
			Собщ	Сгп	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Nb	Mg	B
А	Б/прис. смеси	130	2,75	0,49	0,51	0,46	0,047	0,06	1,11	0,91	-	0,013	0,024
Б	1	130	2,70	0,50	0,51	0,49	0,048	0,05	1,09	0,93	-	0,010	0,028
		0,144					0,03	0,020					
		0,044					0,03						
В	2	130	2,76	0,51	0,52	0,47	0,044	0,05	0,96	0,91	-	0,0103	0,018
		0,046					0,05	0,022					
		0,044					0,04						
Г	3	130	2,72	0,48	0,51	0,47	0,044	0,05	0,85	0,91	-	0,011	0,022
		0,043					0,03	0,025					
		0,046					0,03						
Д	Б/прис. смеси	80	2,6	0,065	0,30	0,49	0,024	0,033	0,87	0,75	-	0,005	
Е	5	80	2,52		0,26	0,50	0,023		0,92	0,76			

Таблица 3

Механические свойства

Индекс отливки	№ шл. см.	Расстояние от низа отливки	Прочность на разрыв МПа	Прочность на изгиб, МПа	Прочность на сжатие, МПа	Твердость (НВ) на глубине от поверхности отливки, мм				Относительный износ, %
						10	25	40	70	
11	Б/прис. смеси	130	27,8	33,7	125	321	331	331	341	1,21
12	1	130	26,7	32,0	132	341	338	338	341	2,12
		255	22,0	30,0	131	349	338	338	359	1,2
		340	25,0	36,0	137	363	375	388	384	0,67
13	2	130	29,0	36,0	130	331	331	324	324	0,906
		255	25,5	36,0	134	338	331	334	338	114
		340	25,0	33,8	137	344	355	348	357	0,85
14	3	130	27,5	32,2	135	331	338	338	348	1,38
		255	23,5	33,0	132	334	328	331	341	0,98
		340	23,2	32,5	144	359	363	368	375	0,99
21	Б/прис. смеси	80	22,9	29,3	181	399	399	399		0,4
22	5	80	23,3	27,8	181	428	428	428		0,44

При изготовлении отливок (табл. 2) опробовали различный состав шлакообразующих смесей и защитного покрытия для литейных форм. Смесь в количестве 1% от веса металла засыпали на дно ковша. Температура заливки составляла 1360° - 1400° С.

Из табл. 2 следует, что содержание основных элементов практически не изменяется при обработке металла шлакообразующими смесями. Однако наблюдается тенденция к снижению содержания в металле серы, особенно в пробах, отобранных в верхней части отливок. На образцах, вырезанных из нижней части отливок прочность чугуна на разрыв и изгиб при обработке шлакообразующими смесями 1 и 3 находится практически на уровне прочности чугуна контрольной отливки, а при обработке смесью 2 несколько выше. Прочность чугуна на сжатие во всех отливках из металла, обработанного шлакообразующими смесями выше, чем в контрольной на 5-7кг/мм<sup>2</sup>.

Из приведенных в табл. 3 данных видно, что формирующиеся в литейной форме шлаки оказали существенное влияние на механические свойства и структуру металла лишь к концу заливки форм (табл. 4, рис. 1). В образцах от верхних частей отливок отмечено повышение твердости и износостойкости металла. Вследствие значительного увеличения количества карбидной составляющей в структуре отливок ø250 мм прочность металла уменьшилась, однако, не во всех случаях. Наиболее четко эффект повышения твердости чугуна без снижения его прочностных характеристик проявился при обработке металла смесью 1. Такой же эффект отмечен и при обработке чугуна шлакообразующей смесью 5 в ковше (отливка 22). Причиной этого является положительное влияние на структуру чугуна обработка его шлаком.

Таблица 4

Распределение структурных составляющих по сечению отливок при обработке чугуна шлакообразующими смесями.

Индекс отливки	№ шл. см.	Расстояние вырезки темплетта от низа отливки	Процент структурных составляющих на расстояние от литой поверхности, мм							
			0-10		15-25		30-40		60-70	
			Графит	Ц+Л	Графит	Ц+Л	Графит	Ц+Л	Графит	Ц+Л
11	Б/о шл.	130	3,28	26,22	5,2	32,3	4,9	35,1	6,2	46,3
12	1	130	2,21	32,79	2,49	34,01	3,6	43,9	4,65	50,0
		255	1,73	36,77	1,5	37,0	2,27	38,23	2,85	60,0
		340	1,80	29,7	2,4	38,1	4,0	49,5	5,9	60,0
13	2	130	3,68	29,32	4,1	33,4	5,5	28,0	6,35	35,65
		255	2,0	30,8	2,9	36,89	3,53	37,41	6,0	32,5
		340	1,52	35,38	1,8	36,96	2,0	40,16	2,9	46,0
14	3	130	2,13	23,37	4,05	33,85	4,34	34,6	5,0	34,0
		255	2,0	30,79	2,1	36,0	3,5	41,0	5,5	45,0
		340	1,32	37,68	2,3	38,2	2,7	45,0	4,2	50,0
21	Б/о шл.	80	0,55	43,95	1,5	45,0	2,0	50,0	3,0	45,0
22	5	80	0,48	47,52	1,0	49,0	1,4	50,0	2,2	48,0

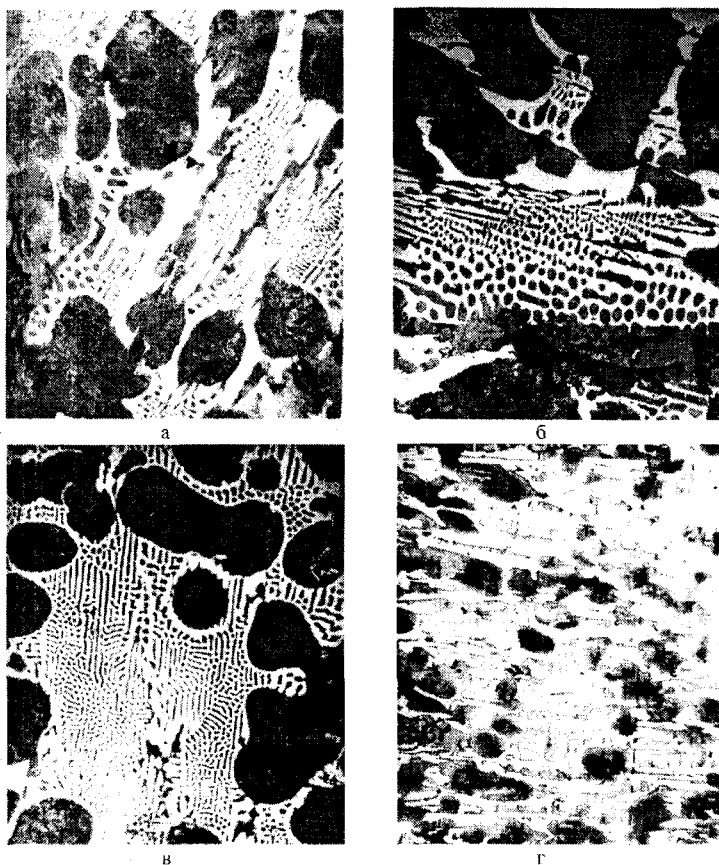


Рис. 1. Характеристика микроструктуры чугуна: а – отливка А; б, в, г – отливка – Б (расстояние 130, 255, 340 мм от нижнего торца отливки – соответственно).

Для проверки полученных результатов по уменьшению концентрации серы и изменению структуры металла провели промышленное опробование.

В промышленных условиях металл для валков выплавляли в 5-тн. дуговой электропечи. Температура чугуна перед выпуском составила 1450-1460° С. Шлакообразующие смеси присаживали на дно ковша, в некоторых плавках часть смеси добавляли в печь на поверхность металла, очищенного от шлака, перед его выпуском. Режимы обработки чугуна и его химический состав приведены в табл. 5.

Плавку I выпускали в ковш со шлакообразующей смесью тремя пропорциями с остановками 1,5-2 мин. для отбора проб шлака. Динамика изменения состава шлака приведена в табл. 6.

Таблица 5

Обработка чугуна шлаком в промышленных условиях и анализ состава металла

№ плав.	№ шл. см.	Кол-во см., % от веса металла	Процент смеси, присаживаемой в печь	Содержание элементов, *, %						
				C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
I	1	0,7	0	3,4	0,94	0,56	0,159	0,069	0,64	0,85
				3,42	0,94	0,56	0,149	0,062	0,64	0,85
II	4	0,7	0	2,6	1,06	0,64	0,230	0,089	0,74	1,13
				2,70	1,11	0,65	0,180	0,086	0,89	0,91
III	5	1,0	50	3,4	0,64	0,52	0,260	0,091	0,79	1,29
				3,42	0,55	0,54	0,164	0,090	0,79	1,38
IV	5	1,0	70	3,36	1,01	0,51	0,220	0,082	0,77	0,81
				5,52	0,85	0,49	0,191	0,082	0,74	0,78
V	5	1,0	50	3,42	0,54	0,61	0,140	0,069	0,83	1,74
				5,44	0,49	0,58	-0,157	0,070	0,98	2,02

\* - числитель – до обработки, знаменатель – после.

Таблица 6

Состав шлака в пробах, отобранных по ходу выпуска плавки (смесь I)

Номер пробы	CaO	SiO <sub>2</sub>	B <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	MnO	CaF <sub>2</sub>	Na <sub>2</sub> O	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	S	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	ппп
1	20,13	30,48	8,45	3,00	21,33	3,72	8,06	0,01	0,2	3,55
2	17,88	38,26	7,44	3,01	24,46	3,72	2,05	0,02	0,2	3,54
3	17,32	40,36	6,63	5,01	25,24	3,41	0,50	0,03	0,28	0,50

Механические свойства и структуру металла исследовали на образцах, вырезанных из бочек валков табл. 7.

Таблица 7

Механические свойства чугуна, обработанного шлаком

№ плавки	Прочность*, МПа			Твердость НВ на глубине от поверхности бочки, мм				Относительный износ, %
	на разрыв	на изгиб	на сжатие	20	30	40	50	
I	30,0	40,0	134	315-285	293-270	285-270	270-285	1,21
IV	30,2	30,0	225	363-330	363-322	341	315	0,496
V	26,3	27,5	151					0,492
III	28,5	26,0	215	460-440	424-424			0,25

\* - среднее из трех измерений, максимальные отклонения от средней для прочности на разрыв и на изгиб – 3 МПа, на сжатие – 6 МПа.

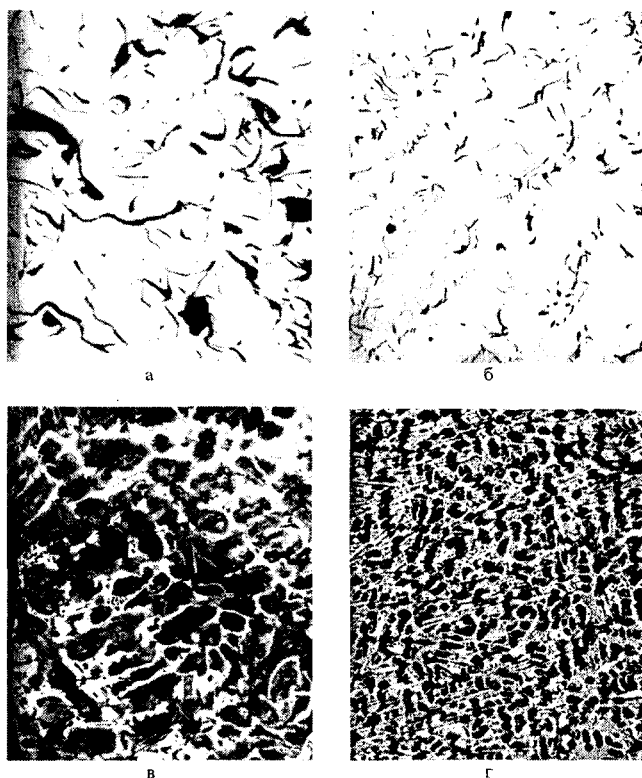


Рис. 2. Микроструктура чугуна опытных отливок в исходном состоянии (а, в) и после обработки металла шлакообразующей смесью (б, г). а, б – не травленный; в, г – травленный азотной кислотой.

С целью сопоставления качества металла одной плавки до и после обработки шлаком заливали специальные пробы, из которых затем вырезали образцы для механических испытаний (табл. 8) и шлифы для исследования микроструктуры чугуна.

Установлено, что обработка металла разработанной шлакообразующими смесями способствует дроблению пластины графита, появлению включений компактной формы и уменьшению их размеров, повышению дисперсности перлита (рис. 2). Вследствие этого одновременно возросли прочность и твердость чугуна в образцах от технологических проб (табл. 8). Такие же закономерности наблюдали при исследовании чугуна в образцах, отобранных от валков (рис. 3). Положительное влияние обработки металла в валках проявилось в заметном измельчении структурных составляющих, увеличении дисперсности перлита.

Таблица 8

## Механические свойства чугуна до и после обработки шлаком

№ плавки (смеси)	Прочность *, МПа			Твердость, НВ	Относительный износ, %
	на разрыв	на изгиб	на сжатие		
I	28,5	47,0	116	225	0,82
(1)	29,5	45,5	119	253	0,72
II	20,0	28,0	156	361	0,25
(4)	27,0	29,5	156	397	0,23
III	22,5	26,0	173	525	-
(5)	27,0	32,5	295	550	-
V	13,6	27,0	138	534	0,01
(5)	19,4	23,0	-	555	0,01
IV	27,0	29,5	196	488	-
(5)	27,0	29,5	230	520	-

\* - среднее из трех измерений, наибольшее отклонения от средней для прочности на разрыв и на изгиб не превышали – 3 МПа, на сжатие – 5 МПа.

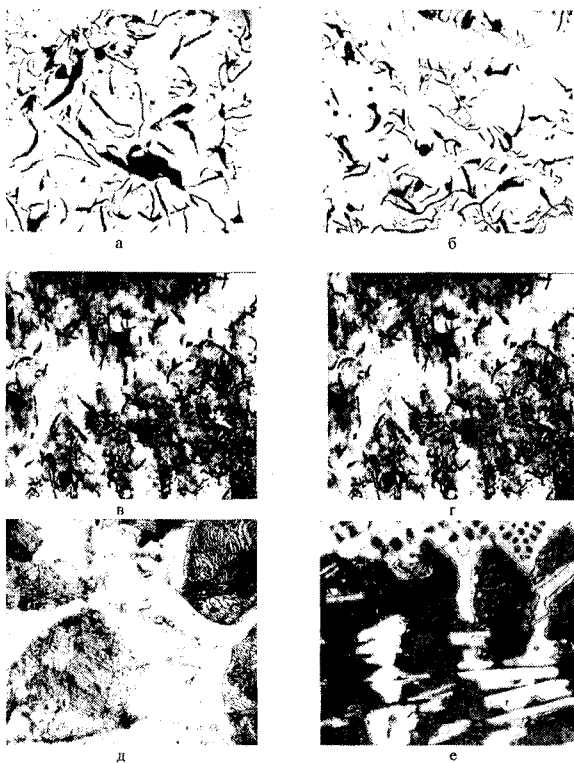


Рис. 3. Микроструктура чугуна на глубине 60 мм от литой поверхности. а, б, д – не обработанных; в, г, е – обработанных шлакообразующими смесями.

Применение шлакообразующих смесей не приводит к существенному изменению химического состава сплава.

Обработка шлакообразующей смесью способствует дроблению пластин и появлению компактных включений графита, уменьшению его размеров, повышению дисперсности перлита.

Механические свойства возрастают на 5-20%, твердость на 4-12%. Повышение механических свойств и изменению структуры являются результатом модифицирующего действия шлака.

#### **Список литературы**

1. Арзаманцев Е.И. и др. Внепечное рафинирование чугуна жидким отобраным мартеновским шлаком, Известия вузов ЧМ., 1969, № 8, стр. 84-86.
2. Рыжиков А.А. Направление развития и перспективы внепечных способов обработки сплавов, Литейное производство, 1967, № 11, с. 13.

#### **Анотація**

##### **Позапечна обробка чавуну сумішами які утворюють шлаки**

*Розглянуто питання впливу позапічної обробки на чавун суміші, що утворює шлак, для підвищення якості та властивостей деталей.*

#### **Abstract**

##### **Outside of oven processing pig-iron by mixes forming slags**

*The question of influence outside of oven processing on pig-iron is considered by a mix which forms slags for improvement of quality and properties of details.*

## ВЛИЯНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ЗЕРНА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ НА РЕЖУЩИЕ СВОЙСТВА ИНСТРУМЕНТА

**Фабричникова И. А., магистр, Коломиец В. В., докт. техн. наук**  
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Рассмотрено влияние величины зерна инструментальной стали на износостойкость ножей при превращении сахарной свеклы в стружку.*

В последние годы резко увеличивается объем исследований в области получения металлических порошков по нанотехнологиям. Особый интерес представляет влияние величины зерна инструментальной стали из нанопорошков на ее режущие свойства.

Проведенными ранее исследованиями установлено, что инструментальные стали, обладающие более крупным зерном, имеют относительно меньшую внутреннюю поверхность межкристаллических сопротивлений и, следовательно, более низкий предел текучести. У стали со структурой более мелкого зерна, ввиду большой внутренней межкристаллической поверхности, предел текучести увеличивается и мелкозернистый металл будет обладать повышенным временным сопротивлением [1].

Между величиной микрoзерна стали и степенью ее деформации установлена следующая зависимость

$$\mu^2 = \frac{p^2}{2\varphi} \text{ или } \varphi = \frac{p^2}{2\mu^2},$$

где  $\mu$  – величина зерна;  $\varphi$  – степень деформации (относительный сдвиг двух плоскостей скольжения);  $p$  – константа, зависящая от материала.

Такая зависимость показывает, что чем больше величина зерна, тем меньше величина деформации и наоборот. Эти важные свойства стали с мелким зерном особенно будут играть большую роль у острозаточенных инструментов, какими являются свеклорезные ножи при получении сахарной стружки.

Анализом теории и практикой установлено, что такие ножи в процессе работы имеют в основном два вида износа – усталостный и окислительный. Из-за постоянного колебания усилий резания при вращательном движении обрабатываемого материала (свеклы) в ножах возникает волна деформаций, в которой чередуются сжимающие и растягивающие напряжения. Эти изменения знака напряжений вызывают усталостное разрушение материала режущей части инструмента. Каждая частица продуктов износа инструмента образуется с помощью микротрещины, сформированной ниже наружной поверхности инструмента и распространяется в ней.

В общем случае полагают, что на трущейся поверхности в процессе трения возникает окисная пленка, которая в процессе усталостного износа удаляется. Это имеет большое значение для процесса износа поверхности инструмента,



чем усталостное разрушение основного металла инструмента. Из-за наличия жидкой фазы в сахарной свекле при их резании процесс постоянного окисления режущей части инструмента доминирует при разрушении режущего лезвия [2]. Поэтому, чем меньше величина зерна режущего инструмента, тем меньше частицы продукта износа отрываются от поверхности вместе с окисными пленками и возникающей коррозией от жидкой фазы свеклы.

Объем износа инструментального материала в таких случаях зависит от длины пути скольжения и предела текучести инструментального материала, который можно записать следующим образом [3]

$$W = K \cdot \frac{N}{3\sigma_T} l,$$

где  $W$  – объем изношенной части инструмента;  $N$  – нормальная нагрузка;  $\sigma_T$  – предел текучести инструментальной стали;  $l$  – длина пути скольжения инструмента или обрабатываемого материала;  $K$  – вероятность образования отдельной частицы износа в процессе резания.

Из этой зависимости видно, что с увеличением предела текучести материала инструмента, которое наблюдается с увеличением величины зерна, объем изношенной его части уменьшается.

Таким образом, можно предположить, что свеклорезальные ножи, имеющие режущие элементы с покрытием из нанопорошков, будут иметь повышенную износостойкость из-за малого зерна, обладающего повышенным пределом текучести, способностью меньше окисляться и не поддаваться коррозии, которая также разрушает строение острозаточенных инструментов.

#### Список литературы

1. Беспрозванный И.М. Физические основы учения о резании металлов. – М.: Оборонгиз, 1941. – 220с.
2. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов. – М.: Машиностроение, 1966. – 264с.
3. И. Дж. А. Армарего, Р.Х. Браун Обработка металлов резанием. – М.: Машиностроение, 1977. – 326с.

#### Анотація

#### Вплив величини зерна інструментальної сталі на різальні властивості інструмента

*Розглянуто вплив величини зерна інструментальної сталі на зносостійкість ножів при перетворенні цукрових буряків в стружку.*

#### Abstract

#### Influence of size of corn of instrumental steel on cutting properties of instrument

*Influence of size of corn of instrumental steel is considered on wearproofness of knives at converting sugar beet into shaving.*

## ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА И СКОРОСТИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ НА УРОВЕНЬ СВОЙСТВ ЦЕНТРОБЕЖНОЛИТЫХ ВАЛКОВ

**Жижкина Н.А., Скобло Т.С., докт. техн. наук, Будагьянц Н.А.**  
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Работа посвящена валкам с рабочим слоем из хромоникелевого чугуна. Установлено, что наибольшее влияние на уровень свойств рабочего слоя оказывает химический состав и скорость кристаллизации валков. Получены математические модели, описывающие влияние этих факторов на уровень твердости и напряжений отливок.*

Эффективность работы прокатного стана в значительной степени зависит от эксплуатационной стойкости основного формующего инструмента - валков. Многолетний опыт производства валков показал, что правильный выбор типа и материала прокатного инструмента согласно условиям эксплуатации обеспечивает повышение эффективности работы стана в целом и снижение себестоимости выпускаемой металлопродукции. При этом установлено, что на каждом этапе производства необходимы валки разных типов [1, 2]. Так, в черновой группе клетей наилучшие эксплуатационные показатели имеют литые валки из стали или высокопрочного чугуна твердостью до 63 HS. В предчистовых клетях наиболее эффективны центробежнолитые валки с износостойким рабочим слоем из легированного чугуна или специального материала твердостью 63-73 HS, а в чистовых - центробежнолитые с рабочим слоем из высоколегированного чугуна высокой твердости (свыше 76 HS).

Возросшие объемы производства тонколистового металлопроката и требования к его качеству обусловили увеличение эксплуатационных нагрузок на валки, особенно в последних (чистовых) клетях. Результаты исследований [2] показали, что износостойкость рабочего слоя таких валков зависит от их химического состава и структуры чугуна, степени ее гетерогенности, а формируемый уровень твердости определяет качество металлопродукции. Применение в качестве рабочего слоя хромоникелевого чугуна с твердостью до 85 HS позволило увеличить эксплуатационную стойкость валков и улучшить качество проката [3].

Обеспечить прочность сердцевины таких валков при традиционном (стационарном) методе литья затруднительно. Для этого необходимо большое количество промывочного металла, что значительно повышает стоимость валка. Применение технологии центробежного литья позволило устранить эти недостатки и получить валки необходимого качества [4]. При этом уровень твердости регулируют с помощью различных теплотехнических параметров литья, изменяя скорость кристаллизации рабочего слоя. Но такое регулирование оказывает влияние на напряженное состояние валка, от которого зависит не только рабо-

тоспособность, но и целостность прокатного инструмента [5, 6]. Поэтому значительный интерес для производства валков представляет изучение совместного влияния химического состава чугуна и скорости кристаллизации рабочего слоя на формирование уровня твердости и напряжений. Этому и посвящена настоящая работа.

Работа выполнена в соответствии с комплексной программой научно-исследовательской работы "Повышение качества центробежнолитых валков на основе внедрения неразрушающего контроля и статистического метода оценки структуры, проведенной ЛГНПВК совместно с Харьковским государственным университетом сельского хозяйства.

Известно, что химический состав, определяя положение кривых диаграмме состояния относительно эвтектического состава, оказывает влияние на скорость кристаллизации материала [7]. На скорость кристаллизации интенсивно влияние оказывает также тепловое сопротивление формы, определяемое величиной нанесенного на ее внутреннюю поверхность покрытия. Экспериментально установлено, что при одном и том же химическом составе рабочего слоя изменение величины слоя покрытия от 7 до 2 мм способствует повышению твердости от 58 HS до 78 HS за счет измельчения структуры, увеличения доли карбидов и уменьшения количества графита [5, 6]. С другой стороны, различное соотношение графита и карбидов в структуре, а, следовательно, уровень свойств, регулируют содержанием графито- и карбидообразующих компонентов в чугуне. Результаты металлографических исследований рабочего слоя валков из высоколегированного чугуна убедительно показывают, что химический состав и скорость кристаллизации существенное влияние оказывает и на состав металлической матрицы, количественное соотношение ее фаз. Поэтому, даже внутри группы валков одного типоразмера уровни свойств отличаются [1].

В связи с этим оценивали совместное влияние теплоизоляционного покрытия, его величины и химического состава чугуна на уровень твердости и напряжений рабочего слоя валков. Исследования проводили на группе валков одного типоразмера ( $D_{\text{отл}}=695$  мм,  $l_{\text{отл}}=2070$  мм). Постоянными величинами являлись температура заливки металла рабочего слоя, его масса и время выдержки между ним и сердцевинной. Регулирование уровня свойств осуществляли величиной теплоизоляционного покрытия ( $\delta_{\text{покр}}= 3,3 - 3,6$  мм) и содержанием химических компонентов. Их совместное влияние выразили через степень эвтектичности, поскольку незначительные изменения концентраций большого количества элементов в исследуемом чугуне не позволяют использовать многофакторный эксперимент для получения корреляционных зависимостей уровня свойств от каждого компонента в отдельности.

Степень эвтектичности для исследуемых сплавов рассчитывали согласно (1)

$$S_e = \frac{C}{C_c + \sum k_i C_i} [7], \quad (1)$$

где  $C$  - содержание углерода в сплаве;  $C_c$  - содержание углерода в эвтектике ( $C_c$

$=4,26\%$ );  $C_i$  - содержание других элементов в сплаве;  $k_i$  - коэффициенты интенсивности их влияния на концентрацию углерода (смещение критических точек диаграммы  $Fe-C$ ).

С учетом табличных значений  $k_i$  [7] получили

$$S_s = \frac{C}{4,26 - 0,3Si + 0,03Mn - 0,33P - 0,4S - 0,07Cr - 0,05Ni - 0,07(Mo + Nb + W)}. \quad (2)$$

Степень эвтектичности  $S_s$  для исследуемых сплавов изменялась в пределах  $0,77 - 0,86$ .

На основе результатов экспериментов, после вычисления коэффициентов моделей и проверки их на значимость, были получены следующие уравнения регрессии:

- влияния скорости кристаллизации (величины слоя теплоизоляционного покрытия) и химического состава (степени эвтектичности) на уровень твердости:

$$HS = 73,83 - 2,5 \delta_{покр}; \quad (3)$$

- влияния скорости кристаллизации (величины слоя теплоизоляционного покрытия) и химического состава (степени эвтектичности) на уровень коэрцитивной силы:

$$H_c = 19,46 - 2,71 \delta_{покр}. \quad (4)$$

Из полученного уравнения (3) следует, что на поверхности рабочего слоя исследуемых валков влияние химического состава на уровень твердости не значимо ( $b_2=0,17$ ), поскольку подавляется скоростью кристаллизации, зависящей от теплопроводящей способности формы. Величина слоя теплоизоляционного покрытия действует отрицательно: с увеличением слоя уровень твердости снижается. При достижении этого фактора верхнего уровня (+1) или  $\delta_{покр} = 3,45$  мм это снижение составит 2,5 HS. Уровень твердости повышается на 2,5 HS, если величина слоя теплоизоляционного покрытия составляет 3,35 мм (фактор находится на нижнем уровне (-1)). Парное взаимодействие величины слоя теплоизоляционного покрытия и степени эвтектичности не значимо ( $b_{1,2}=-0,83$ ). То есть, в выбранном интервале варьирования эффект теплоизоляционного покрытия не зависит от химического состава. Среднее значение твердости для валков в исследуемом интервале факторов составило 73,83 HS.

Аналогичное воздействие величина слоя теплоизоляционного покрытия оказывает и на уровень коэрцитивной силы (1.4): при максимальном слое  $\delta_{покр} = 3,45$  мм (+1) уровень напряжений снижается на 2,71 А/см, при минимальном - 3,35 мм (-1) - повышается на эту же величину. Влияние химического состава и парного взаимодействия исследуемых факторов также не значимы ( $b_2=-0,04$ ;  $b_{1,2}=0,79$ ). Среднее значение коэрцитивной

силы составило 19,46 А/см.

Проверку моделей провели с помощью критерия Фишера, из которой следует, что все полученные уравнения адекватны и прогнозируют результаты эксперимента в выбранной области факторов с требуемой точностью.

**Вывод.** Результаты экспериментальных исследований показали, что на поверхности рабочего слоя исследуемых валков на уровень твердости и напряжений существенное влияние оказывает скорость кристаллизации, определяемая величиной слоя теплоизоляционного покрытия. При этом эффект теплоизоляционного покрытия в выбранном интервале варьирования факторов не зависит от химического состава. То есть действие последнего на уровень свойств незначительное по сравнению с влиянием скорости кристаллизации. При этом интерес представляют исследования совместного влияния этих факторов на структуру и уровень свойств по глубине рабочего слоя. Возможны ли изменения в их действии при введении дополнительно специальных модификаторов или лигатур. Этим вопросам будут посвящены дальнейшие работы.

#### Список литературы

1. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А. Особенности формирования структуры и свойств рабочего слоя прокатных валков // Литейное производство. - 2004. - № 9. - с. 9-11.
2. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А., Кондратенко В.И., Дяченко Ю.В., Балаклея И.А. Производство и эксплуатация листопркатных валков с рабочим слоем из высоколегированных материалов // Доклад на VI конгрессе прокатчиков. - г. Липецк, 2005 г.
3. Будагьянц Н.А., Карский В.Е. Лите прокатные валки. - М.: Металлургия, 1983.-173 с.
4. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А., Кондратенко В.И. Производство листопркатных валков центробежным методом // Тезисы докладов международного научно-технического конгресса «Литейное производство: высококачественные отливки на основе эффективных технологий». - К.: ФТИМС, 2004-С.81-84.
5. Будагьянц Н.А., Жижкина Н.А. Влияние технологических параметров на качество литых заготовок двухслойных высокохромистых валков // Тяжелое машиностроение. - 2001. - № 2. - С.28-31.
6. Жижкина Н.А., Будагьянц Н.А. Влияние химического состава и скорости кристаллизации на структуру и свойства рабочего слоя двухслойных валков // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні 36. наук. пр. - Луганськ: СНУ, 2001. - С. 222-227.
7. Воздвиженский В.М., Грачев В.А., Спасский В.В. Литейные сплавы и технология их плавки в машиностроении. - М.: Машиностроение, 1984. - 431 с.

## Анотація

### **Оцінка впливу хімічного складу та швидкості кристалізації на рівень властивостей відцентроволитих валків**

*Робота присвячена валкам з робочим шаром із хромонікелевого чавуну. Встановлено, що найбільший вплив на рівень властивостей робочого шару мають хімічний склад і швидкість кристалізації валів. Отримано математичні моделі, що описують вплив цих факторів на рівень твердості та напруж виливків.*

## Abstract

### **Estimation of influence of chemical composition and rate of crystallization at level of properties of centrifugal casting rolls**

*The paper has been devoted to rolls of working layer of chromium- nickel cast iron. It has been established that chemical composition and rate of roll's crystallization have greatest influence at level of working layers properties. Mathematical Models have been got that describe influence of this factors at level of hardness and stresses of casting.*

## МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НА ОСНОВЕ УЧЕТА БАЛАНСА ТЕПЛА, УХОДЯЩЕГО В ОБРАЗУЮЩИЕСЯ СТРУЖКИ И ОБРАБАТЫВАЕМУЮ ДЕТАЛЬ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет)

*Приведены результаты теоретических исследований температуры при шлифовании и определены основные условия ее уменьшения.*

**Введение.** Изучение вопросов теплофизики шлифования имеет большое теоретическое и практическое значение с точки зрения обеспечения качества, производительности и экономичности обработки. В известных работах [1, 2, 3] получены важные аналитические решения по определению температуры при шлифовании и эффективных путей ее снижения. Вместе с тем, проблема снижения тепловой напряженности процесса шлифования в полной мере не решена, что требует проведения дальнейших исследований.

**Цель работы.** Целью данной работы является разработка математической модели определения температуры при шлифовании на основе учета баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь.

**Материалы и результаты исследований.** Основываясь на известных подходах к расчету температуры при шлифовании, предложенных проф. Якимовым А.В., получим новое решение задачи определения температуры при шлифовании с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали [4]. Иными словами, получим решение с учетом перерезания адиабатических стержней, которыми условно представлен обрабатываемый материал, рис. 1. Будем считать, что в процессе шлифования часть стержня, равная величине снимаемого припуска (или в первом приближении – равная глубине шлифования  $t$ ) перерезается шлифовальным кругом, рис. 1.

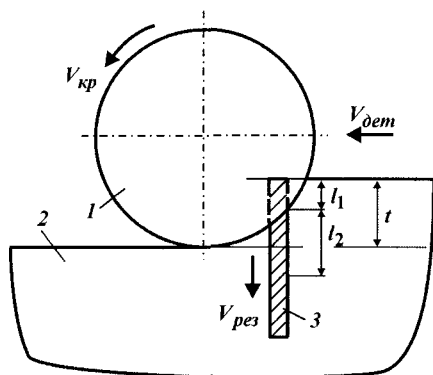


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования: 1 – шлифовальный круг; 2 – обрабатываемая деталь; 3 – адиабатический стержень.

Предположим, что за время действия теплового источника  $\tau$  произошло перерезание стержня длиной  $l_1$ , т.е. тепловой источник переместился вдоль стержня на величину  $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$ , и

Предположим, что за время действия теплового источника  $\tau$  произошло перерезание стержня длиной  $l_1$ , т.е. тепловой источник переместился вдоль стержня на величину  $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$ , и

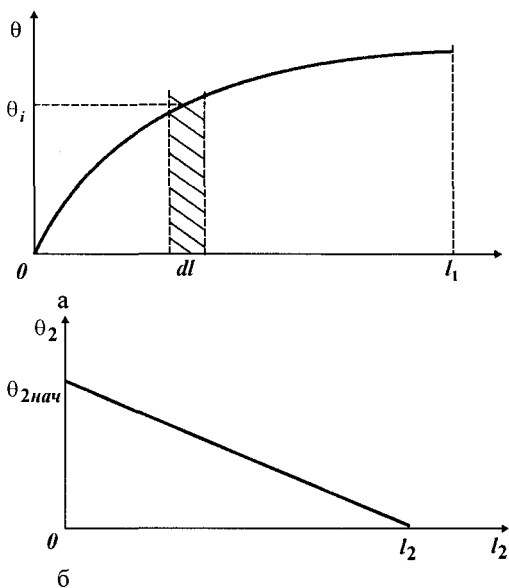


Рис. 2. Характер изменения температуры по длине первого  $l_1$  (а) и второго  $l_2$  (б) участков стержня.

Первый – до температуры  $\theta_1$ , второй – до температуры  $\theta_2$  и т.д. Тогда количество тепла, затраченное на нагрев первого участка стержня длиной  $l_1$ , будет равно  $Q_{l1} = c \cdot m_1 \cdot \theta_1 = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_1$ , где  $c$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);  $m_1 = \rho \cdot V_1 = \rho \cdot S \cdot \Delta l$  – масса первого участка стержня длиной  $\Delta l$ , кг;  $\rho$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $V_1$  – объем первого участка стержня длиной  $\Delta l$ , м<sup>3</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения стержня, м<sup>2</sup>. Аналогичным образом определяются значения количества тепла  $Q_{l2}$  и  $Q_{ln}$ , затрачиваемые на нагрев второго и  $n$ -ного участков стержня:  $Q_{l2} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_2$ ;  $Q_{ln} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \Delta l \cdot \theta_n$ . Суммарное количество тепла, затрачиваемое на нагрев всего стержня длиной  $l_1$ , определится:

$$Q_1 = Q_{l1} + Q_{l2} + \dots + Q_{ln} = \sum_i^n Q_{li} = c \cdot \rho \cdot S \cdot \sum_i^n \theta_i \cdot \Delta l = c \cdot \rho \cdot S \cdot \int_0^{l_1} \theta \cdot dl = c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau,$$

где  $\theta_i$  – температура нагрева  $i$ -того (текущего) участка стержня длиной  $l_i$ ;  $\theta$  – функция температуры нагрева стержня длиной  $l_1$  от времени;  $dl = \Delta l = V_{рез} \cdot d\tau$ ;  $V_{рез}$  – скорость перерезания стержня, м/с;  $d\tau$  – время, за которое происходит перерезание стержня длиной  $dl$ .

за это время в результате резания выделено количество тепла  $Q$  (где  $V_{рез}$  – скорость перерезания стержня, м/с). Это тепло, во-первых, ушло на нагревание стержня длиной  $l_1$  (затрачено количество тепла  $Q_1$ ), во-вторых, на нагревание стержня длиной  $l_2$  за счет теплопроводности обрабатываемого материала (затрачено количество тепла  $Q_2$ ), рис. 1:  $Q = Q_1 + Q_2$ . Количество тепла  $Q_i$  можно математически выразить следующим образом. Разобьем стержень длиной  $l_1$  на бесконечное множество элементарных участков длиной  $\Delta l$  (рис. 2,а). Предположим, что каждый из них нагрелся до разной температуры: первый – до температуры  $\theta_1$ , второй – до температуры  $\theta_2$  и т.д.



Определим количество тепла  $Q_2$ , затрачиваемое на нагрев стержня длиной  $l_2$  (рис. 2,б). Для этого воспользуемся известной из курса физики зависимостью для определения количества тепла, протекшего через стержень длиной  $l_2$  в результате его теплопроводности:

$$Q_2 = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta_{2нач} - \theta_{2кон}}{l_2} \cdot \tau_2, \quad (1)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/м·К;  $\theta_{2нач}$  – температура на торце оставшейся после перерезания части стержня длиной  $l_2$ ;  $\theta_{2кон} = 0$  – температура на конце стержня длиной  $l_2$  (условно равна нулю);  $\tau_2$  – время нагрева стержня длиной  $l_2$ .

Характер изменения температуры по длине стержня  $l_2$  в результате его теплопроводности показан на рис. 2,б. Будем считать, что количество тепла  $Q_2 = c \cdot m \cdot \theta_2 \cdot 0,5$ , затрачиваемое на нагрев стержня длиной  $l_2$  равно количеству тепла, определяемому зависимостью (1), протекшего через стержень длиной  $l_2$  в результате его теплопроводности.

В зависимости для определения  $Q_2$  приняты следующие обозначения:  $m$  – масса стержня длиной  $l_2$ , кг;  $\rho$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $V_2$  – объем стержня длиной  $l_2$ , м<sup>3</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения стержня, м<sup>2</sup>;  $\theta_2 = \theta_{2нач}$  – температура на торце оставшейся после перерезания части стержня длиной  $l_2$ . Введенный в зависимость коэффициент 0,5 определяет среднюю температуру нагрева стержня длиной  $l_2$ . После преобразований:  $Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot S \cdot l_2 \cdot \theta_2$ . Выразим длину стержня  $l_2$  с помощью зависимости (1). Для этого примем в зависимости (1):  $Q_2 = N \cdot \tau_2$ ;  $\theta_{2нач} - \theta_{2кон} = \theta_2$ , где  $N$  – мощность теплового источника, Вт. Тогда

$$Q_2 = 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N}. \quad (2)$$

Количество тепла  $Q = Q_1 + Q_2$ , которое ушло на нагревание двух частей стержня длиной  $(l_1 + l_2)$ , с учетом зависимости  $Q = N \cdot \tau$  (где  $N$  – мощность теплового источника;  $\tau$  – время перерезания стержня длиной  $l_1$ , равное времени действия теплового источника), равно

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \int_0^{\tau} \theta \cdot d\tau + 0,5 \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2^2}{N} = N \cdot \tau. \quad (3)$$

В результате пришли к интегральному уравнению, в котором неизвестны величины  $\theta$  и  $\theta_2$ , зависящие от времени  $\tau$ . Для упрощения решения уравнения (3) продифференцируем его правую и левую части по времени  $\tau$ , т.е. продифференцируем все слагаемые уравнения (3) с учетом условия  $\theta(\tau) = \theta_2$ :

$$c \cdot \rho \cdot S \cdot V_{рез} \cdot \theta_2 + c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2 \cdot \frac{\theta_2 \cdot \theta_2'}{N} = N \text{ или } \theta' \cdot \theta + A \cdot \theta = B, \quad (4)$$

где  $\theta_2'$  – первая производная функции  $\theta_2 = \theta$  по времени  $\tau$ ;  $\theta(\tau)$  – температура

на последнем элементарном участке стержня длиной  $l_1$ , т.е. на длине стержня

$$l_1; A = \frac{V_{рез} \cdot N}{\lambda \cdot S}; \quad B = \frac{N^2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot S^2}.$$

В результате пришли к дифференциальному уравнению первого порядка. Его решение с учетом соотношения  $q = N/S = \sigma \cdot V_{рез}$  (где  $q$  – плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>):

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot \left[ 1 - e^{-\frac{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2 \cdot \tau}{\lambda}} \cdot e^{-\frac{c \cdot \rho}{\sigma} \cdot \theta} \right]. \quad (5)$$

Очевидно, температура  $\theta$  с увеличением времени  $\tau$  увеличивается, асимптотически приближаясь к значению  $\sigma / c \cdot \rho$ , рис. 3. Учитывая сложный характер взаимосвязи температуры  $\theta$  с временем действия теплового источника  $\tau$ , введем новый параметр – относительную величину температуры  $z = \theta / \left( \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$

и проведем анализ его изменения. Для этого выразим в зависимости (5) температуру  $\theta$  через безразмерную величину  $z$ :

$$l_1 = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot \bar{l}_1, \quad (6)$$

где  $\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ .

В итоге получена довольно простая зависимость для определения длины части стержня  $l_1$ , табл. 1. Как видно, чем больше безразмерная величина  $\bar{l}_1$ , тем больше относительная величина температуры  $z$ , которая асимптотически приближается к единице. По такому же закону будет изменяться относительная величина  $z$  в зависимости от времени действия теплового источника  $\tau$ :

$$\tau = \frac{l_1}{V_{рез}} = -\frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2} \cdot [\ln(1-z) + z] = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2} \cdot \bar{l}_1. \quad (7)$$

Таблица 1

Расчетные значения  $\bar{l}_1$

$z$	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
$\bar{l}_1$	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0

Задавая значения  $\lambda, c, \rho, V_{рез}$  и  $z$ , определяя из табл. 1 значения  $\bar{l}_1$ , по зависимости (7) можно рассчитать время  $\tau$ . Таким образом, предложена методика расчета температуры при шлифовании  $\theta$  по известной величине  $z$ . Ее суть состоит в том, что первоначально для заданных значений  $\tau$  и  $l_1$  определяются безразмерные параметры  $\bar{l}_1$  и  $z$ . Затем по зависимости  $\theta = \left( \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right) \cdot z$  определяется температура при шлифовании  $\theta$ .

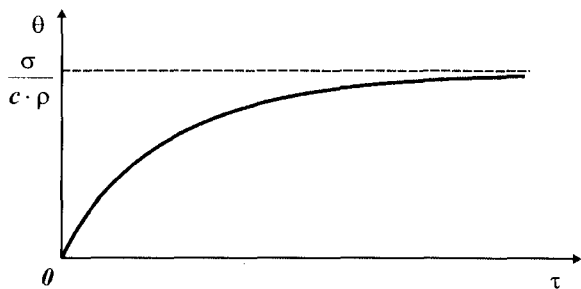


Рис. 3. Зависимость температуры  $\theta$  от времени  $\tau$ .

Установим характер изменения толщины поверхностного слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется тепло, равной длине стержня  $l_2$ :

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot S \cdot \theta}{N} = \frac{\lambda \cdot z}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{\text{рез}}} \cdot \bar{l}_2, \quad (8)$$

где  $\bar{l}_2 = z$ .

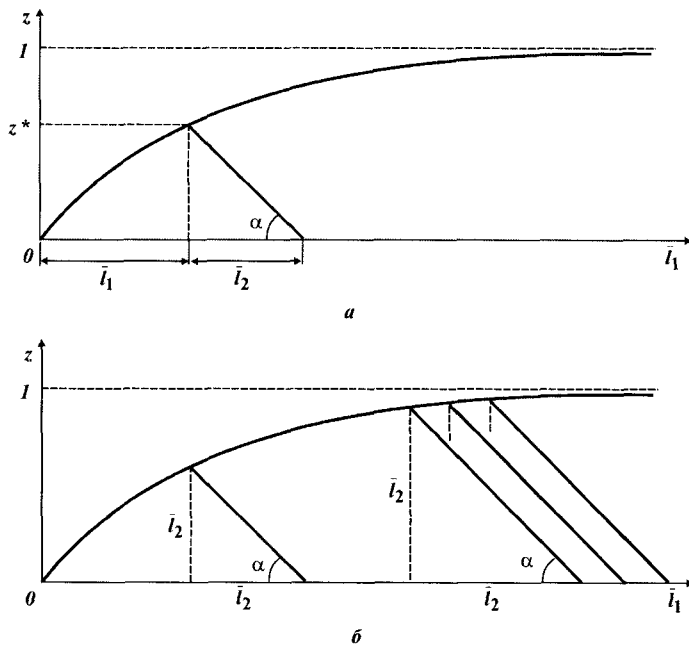


Рис. 4. Зависимость относительная величина температуры  $z$  от  $\bar{l}_1$ .

Сравнивая зависимости (7) и (8), видим, что они отличаются лишь вторым безразмерным множителем. На рис. 4,а представлен график относительной величины температуры  $z$  от безразмерной величины  $\bar{l}_1$ . Как видно, с увеличением

$\bar{l}_1$  относительная величина температуры  $z$  непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к единице. На рис. 4,а показан характер изменения относительной величины температуры  $z$  на двух участках рассматриваемого адиабатического стержня с длинами  $l_1$  и  $l_2$ . На участке стержня длиной  $l_1$ , соответствующей безразмерной величине  $\bar{l}_1$ , относительная величина температуры  $z$  изменяется нелинейно (по экспоненциальному закону), а на участке длиной  $l_2$ , соответствующей безразмерной величине  $\bar{l}_2$ , — линейно. При этом безразмерная величина  $\bar{l}_2$  равна ординате графика  $z$ , т.е. показанный на рис. 4,а угол  $\alpha$  равен  $45^\circ$ .

На рис. 4,б показан характер изменения относительной величины температуры  $z$  на двух участках рассматриваемого стержня для различных значений  $\bar{l}_1$  (различных значений длительности действия теплового источника  $\tau$ ). Как видно, с увеличением  $\bar{l}_1$  увеличивается пропорционально безразмерная величина  $\bar{l}_2$  и относительная величина температуры  $z$ . Угол  $\alpha$ , показанный на рис. 4,б, всегда остается постоянным, равным  $45^\circ$ . При  $z \rightarrow 1$  безразмерная величина  $\bar{l}_2$  практически стабилизируется и не зависит от длины перемещения теплового источника  $\bar{l}_1$ , т.е. от длительности действия теплового источника  $\tau$ . Для наглядности в табл. 2 приведены расчетные значения безразмерных величин  $\bar{l}_1$ ,  $\bar{l}_2$  и отношения  $\bar{l}_2/\bar{l}_1$  в зависимости от величины  $z$ .

Таблица 2

Расчетные значения безразмерных величин  $\bar{l}_1$ ,  $\bar{l}_2$  и  $\bar{l}_2/\bar{l}_1$

$z$	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
$\bar{l}_1$	0,004	0,015	0,072	0,193	0,368	1,047	1,4	2,005	3,6	6,0
$\bar{l}_2$	0,091	0,167	0,333	0,5	0,632	0,85	0,9	0,99	0,999	0,9999
$\bar{l}_2/\bar{l}_1$	22,75	11,13	4,625	2,59	1,717	0,818	0,643	0,495	0,278	0,167

Из табл. 2 следует, что при  $z < 0,8$  справедливо неравенство  $\bar{l}_2 > \bar{l}_1$ , а при  $z > 0,8$  — наоборот,  $\bar{l}_2 < \bar{l}_1$ . Причем, начиная с  $z = 0,8$  безразмерная величина  $\bar{l}_2$  остается практически постоянной с изменением  $z$ , а безразмерная величина  $\bar{l}_1$  — непрерывно увеличивается. Из этого следует, что при  $z \rightarrow 1$  происходит стабилизация во времени безразмерной величины  $\bar{l}_2$  и соответственно температуры  $\theta$ . С учетом сказанного параметр  $l_2$  и время  $\tau$  для установившегося теплового процесса определяются:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}}; \quad \tau = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}^2}. \quad (9)$$

В общем случае (для неустановившегося теплового процесса) расчет текущей температуры шлифования  $\theta$  можно производить по зависимости:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z, \quad (10)$$

используя расчетные значения  $z$ , приведенные в табл. 2, с учетом значений  $l_1 = V_{рез} \cdot \tau$ , т.е. в зависимости от длины  $l_1$  или времени  $\tau$ . Для установившегося теплового процесса в зависимости (10) значение  $z$  следует принять равным единице.

Используя полученное решение, произведем оценку баланса тепла, образующегося при обработке, на основе уравнения:  $\frac{Q_1}{Q} + \frac{Q_2}{Q} = 1$ . После преобразований установлено:

$$\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}; \quad \frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot \bar{l}_1}. \quad (11)$$

Как видно, относительные величины  $Q_1/Q$  и  $Q_2/Q$  являются противоположными и вполне однозначно определяются относительной величиной температуры  $z$ , табл. 3. Чем больше величина  $z$ , тем больше  $Q_1/Q$  и меньше  $Q_2/Q$ . Следовательно, с увеличением  $z$  доля тепла  $Q_1/Q$ , уходящего в образующиеся стружки, увеличивается, а доля тепла  $Q_2/Q$ , уходящего в обрабатываемую деталь, уменьшается. Из этого вытекает, что при высокопроизводительной обработке, характеризующейся относительно большими температурами резания, доля тепла, уходящего в стружки, будет больше доли тепла, уходящего в обрабатываемую деталь.

Таблица 3

Расчетные значения  $Q_1/Q$ ,  $Q_2/Q$  и  $Q_1/Q_2$

$z$	0	0,1	0,2	0,3	0,5	0,6	0,7	0,9	0,99
$Q_1/Q$	0	0,07	0,14	0,21	0,38	0,44	0,53	0,72	0,79
$Q_2/Q$	1	0,93	0,86	0,79	0,62	0,56	0,47	0,28	0,21
$Q_1/Q_2$	0	0,075	0,163	0,266	0,613	0,786	1,128	2,571	3,762

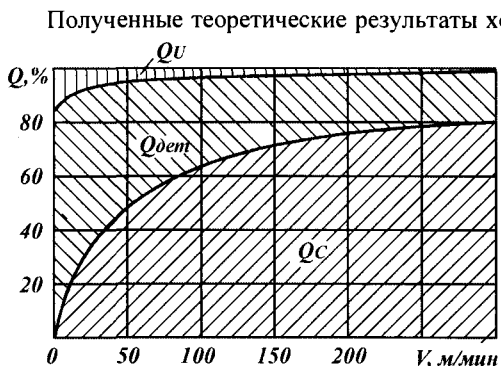


Рис. 5. Распределение тепла  $Q$  между стружкой, инструментом и деталью при точении стали 40X резцом из твердого сплава Т10К6 ( $t=1,5$  мм;  $S=0,12$  мм/об).

Полученные теоретические результаты хорошо согласуются с известными экспериментальными данными. Еще в 1915 году проф. Усачев Я.Г. установил, что наибольшее количество тепла переходит в стружку, составляя при резании стали от 60 до 80% от общего количества тепла. С увеличением скорости резания доля тепла, уходящего в стружку, увеличивается, а ее средняя температура растет. На рис. 5 [5] показано влияние скорости резания на распределение тепла между стружкой, деталью и

инструментом. Как видно, распределение тепла между стружкой, деталью и инструментом существенно зависит от скорости резания. Так, количество тепла, уходящего в стружку, возрастает, а в деталь и инструмент – уменьшается. Такой характер распределения тепла обусловлен увеличением температуры резания с увеличением скорости резания, рис. 6 [5].

Из рис. 5 вытекает, что доля тепла, уходящего в стружку, с увеличением скорости резания от 0 до  $V=300$  м/мин увеличивается, асимптотически приближаясь к 80%, а доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, наоборот, уменьшается, асимптотически приближаясь к 20%. Точно такой же результат получен теоретически, табл. 3. Следовательно, для данных условий обработки величина  $z$  приближается к предельному значению  $z \rightarrow 1$ , при котором тепловой процесс при резании стабилизируется. Этим доказана возможность реализации на практике значений  $z$ , близких к предельному:  $z \rightarrow 1$ . Показано, что по экспериментально установленному количеству тепла, уходящему в стружку или обрабатываемую деталь, можно приблизительно оценить относительную величину температуры  $z$ , а по ней – абсолютную температуру резания. Такой подход к определению температуры резания является новым.

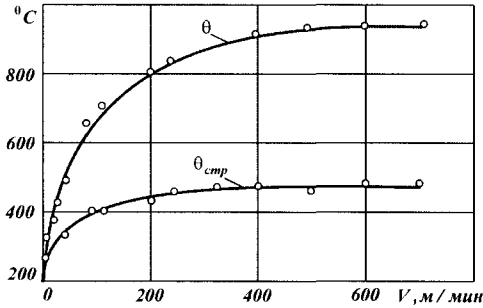


Рис. 6. Влияние скорости резания  $V$  на температуру резания  $\theta$  и среднюю температуру стружки  $\theta_{сmp}$  при точении стали 40Х резцом из твердого сплава Т10К6 ( $t=1,5$  мм;  $S=0,12$  мм/об).

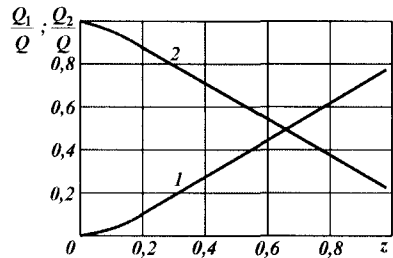


Рис. 7. Зависимости параметров  $Q_1/Q$  (1) и  $Q_2/Q$  (2) от  $z$ .

Из зависимостей (11) следует, что для уменьшения  $z$  необходимо уменьшить долю тепла  $Q_1/Q$ , уходящего в образующиеся стружки, и, наоборот, увеличить долю тепла  $Q_2/Q$ , уходящего в обрабатываемую деталь, рис. 7. Возникает вопрос, каким образом можно уменьшить  $Q_1/Q$  и увеличить  $Q_2/Q$ . Для этого обратимся к зависимости (6), представляя ее в виде:

$$\left[ \ln(1-z) + z \right] = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot l_1 \cdot V_{рез} \quad (12)$$

Из зависимости (12) следует, что добиться уменьшения относительной величины температуры  $z$  и соответственно слагаемого уравнения теплового баланса  $Q_1/Q$  можно за счет уменьшения произведения  $l_1 \cdot V_{рез}$ , т.е. уменьшения, по сути, толщины срезаемого слоя  $l_1$  и скорости перерезания адиабатического

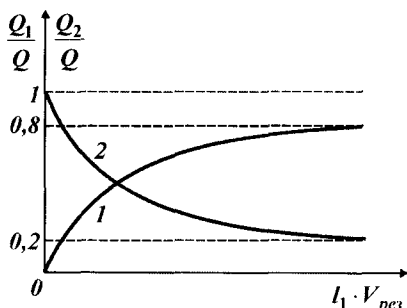


Рис. 8. Примерные зависимости параметров  $Q_1/Q$  (1) и  $Q_2/Q$  (2) от произведения  $l_1 \cdot V_{рез}$ .

щего в образующиеся стружки, можно за счет уменьшения производительности обработки. Это автоматически ведет к уменьшению относительной величины температуры  $z$  и к увеличению доли тепла  $Q_2/Q$ , уходящего в обрабатываемую деталь за счет ее теплопроводности. На рис. 8 показан характер изменения параметров  $Q_1/Q$  и  $Q_2/Q$  в зависимости от произведения  $l_1 \cdot V_{рез}$  с учетом того, что связь между параметрами  $Q_1/Q$ ,  $Q_2/Q$  и  $l_1 \cdot V_{рез}$  осуществляется посредством относительной величины температуры  $z$ . Как следует из рис. 8, чем больше произведение  $l_1 \cdot V_{рез}$ , т.е. чем больше производительность обработки, тем больше  $Q_1/Q$  и меньше  $Q_2/Q$ . Из этого вытекает, например, что при глубинном шлифовании, характеризующимся относительно большой производительностью обработки, практически все выделяющееся тепло уходит в стружки. Однако и относительная величина температуры  $z$  и соответственно температура при шлифовании  $\theta$  при этом будут наибольшими.

На основе проведенного анализа можно сформулировать условия уменьшения температуры при шлифовании (или температуры поверхностного слоя обрабатываемой детали). Согласно зависимости (10), температура при шлифовании  $\theta$  определяется двумя величинами:  $\sigma$  и  $z$ . Чем они меньше, тем меньше  $\theta$ . Поэтому уменьшение  $\theta$  предполагает, во-первых, повышение режущей способности шлифовального круга и уменьшение условного напряжения резания  $\sigma$ . Во-вторых, — уменьшение относительной величины температуры  $z$  и, как показано выше, уменьшение доли тепла  $Q_1/Q$ , уходящего в образующиеся стружки, и соответственно увеличение доли тепла  $Q_2/Q$ , уходящего в обрабатываемую деталь, за счет ее теплопроводности. В свою очередь, уменьшение  $Q_1/Q$  и увеличение  $Q_2/Q$  возможно за счет уменьшения произведения  $l_1 \cdot V_{рез}$ , т.е. уменьшения главным образом производительности обработки. В теории шлифовании принято считать, что производительность обработки непосредственно влияет на температуру при шлифовании. В действительности, как

стержня  $V_{рез}$  (скорости перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали). Необходимо отметить, что при плоском шлифовании величина  $l_1$  равна глубине шлифования  $t$ . Поэтому уменьшение величины  $l_1$  предполагает уменьшение глубины шлифования  $t$ . Параметр  $V_{рез}$  по физической сути определяет производительность обработки. Чем больше  $V_{рез}$ , тем больше производительность обработки. Таким образом установлено, что добиться уменьшения доли тепла  $Q_1/Q$ , уходя-

показано выше, влияние производительности обработки на температуру при шлифовании  $\theta$  происходит не непосредственно, а через изменение доли тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. На рис. 9 приведена структурная схема условий уменьшения температуры при шлифовании  $\theta$ .

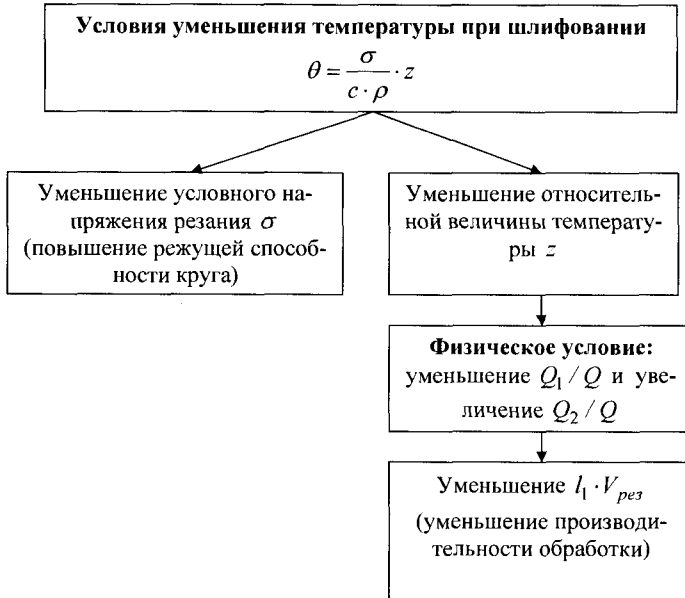


Рис. 9. Структурная схема условий уменьшения температуры при шлифовании  $\theta$ .

**Выводы.** Разработана новая математическая модель формирования температуры при шлифовании, основанная на учете баланса тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь. Она позволила аналитически определить доли тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь, и установить их связь с температурой при шлифовании и толщиной поверхностного слоя обработанной детали, в котором концентрируется образующееся при шлифовании тепло. На основе разработанной математической модели получено принципиально новое теоретическое решение о характере изменения температуры при шлифовании, выражающееся в том, что с увеличением времени контакта шлифовального круга с фиксированным сечением обрабатываемой детали, в отличие от известного решения, температура увеличивается не бесконечно, а примерно по экспоненциальному закону, асимптотически приближаясь к значению, равному отношению условного напряжения резания к удельной теплоемкости и плотности обрабатываемого материала, и с физической точки зрения определяющему установившийся тепловой процесс.

Определены основные условия уменьшения температуры и повышения качества обработки, состоящие в уменьшении доли тепла, уходящего в образую-



щиеся стружки, и увеличении доли тепла, уходящего в обрабатываемую деталь, за счет уменьшения произведения глубины шлифования и скорости перемещения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали.

#### Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Якимов О.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Якимов О.О. Високопродуктивне шліфування: Навч. посіб. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с.
3. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С.С. Силин, В.А. Хрульков, А.В. Лобанов, Н.С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с.
4. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20.
5. Даниелян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов. – М.: Машгиз, 1954. – 275 с.

#### Анотація

**Математична модель визначення температури при шліфуванні на основі урахування балансу тепла, що йде в стружки, що утворюються, і оброблювану деталь**

*Наведено результати теоретичних досліджень температури при шліфуванні й визначені основні умови її зменшення.*

#### Abstract

**Mathematical model of definition of temperature at grinding on the basis of the account of balance of heat leaving in formed shavings and the processable detail**

*Results of theoretical researches of temperature are resulted at grinding and the basic conditions of its reduction are determined.*

## ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ ПРЕРЫВИСТЫМИ КРУГАМИ С РАВНОМЕРНЫМ КОНТАКТОМ

**Якимов А.В.,** докт. техн. наук, **Якимов А.А.,** канд. техн. наук,  
**Дмитриева С.Ю.**

(Одесский национальный политехнический университет)

*В работе произведен расчет параметров прерывистого круга с равномерным контактом по температурному критерию.*

Процесс прерывистого шлифования с радиальным расположением режущих выступов сопровождается динамическими ударами с изменяющейся жесткостью упругой системы шлифовального узла [1].

В момент контакта режущего выступа жесткость упругой системы равна  $C + k_0$ , а в момент разрыва процесса резания "С" (рис. 1).

Жесткость "С" характеризует свойства упругой системы станка в разомкнутом состоянии и определяется его конструкцией и сопряжением его элементов.

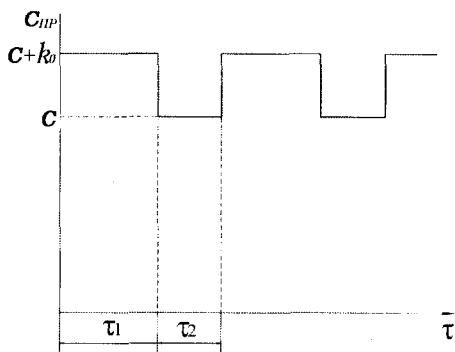


Рис. 1. Изменение жесткости упругой системы зубошлифовального станка при прерывистом шлифовании.

Конструкция круга при шлифовании будет обеспечивать постоянный непрерывный контакт круга с деталью. На рис. 2 представлены различные разновидности прерывистых кругов с равномерным контактом.

Угол наклона режущих выступов прерывистого круга (рис. 2,а) определяется по формуле:

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{H}{l_1 + l_2},$$

где  $H$  – ширина шлифовального круга, м;  $l_1$  – длина режущего выступа, м;  $l_2$  – длина впадины круга, м.

Динамическая жесткость резания определяется из выражения [2]:

$$k_0 = C \cdot \left( \frac{t_a}{t} - 1 \right),$$

где  $t_a$  – заданная по лимбу станка глубина резания, м;  $t$  – истинный сьем металла, м.

Если частота изменения жесткости совпадает с частотой собственных колебаний упругой системы шлифовального узла, возникает параметрический резонанс. Указанный недостаток можно устранить если конструкция

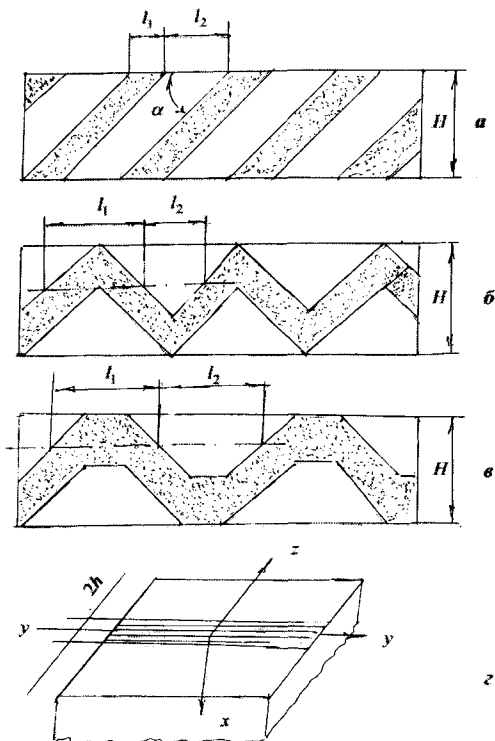


Рис. 2. Разновидность прерывистых кругов с равномерным контактом (а, б, в) и расчетная тепловая схема (г).

$$\lambda \frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} + q = 0, \quad -h < z < h$$

$$\theta \Big|_{x=\infty} = 0,$$

На рис. 2,г представлена тепловая схема. По поверхности полубесконечного тела в положительном направлении оси Z движется бесконечно длинный полосовой источник тепла шириной \$2h\$. Плотность теплового потока равномерно распределена по всей поверхности источника. Поверхность \$X=0\$ не пропускает тепло. При таких условиях задача формулируется следующим образом.

Имеется дифференциальное уравнение:

$$\frac{\partial \theta}{\partial \tau} = a \left( \frac{\partial^2 \theta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \theta}{\partial z^2} + V \frac{\partial \theta}{\partial z} \right), \quad (1)$$

где \$a\$ – температуропроводность обрабатываемого материала, м<sup>2</sup>/с; \$V\$ – скорость источника, м/с; \$\theta\$ – температура, °С.

Необходимо его решить при следующих начальных и краевых условиях:

$$\theta \Big|_{r=0} = 0$$

$$\frac{\partial \theta}{\partial x} \Big|_{x=0} + q = 0, \quad \begin{matrix} z > h; \\ z < -h \end{matrix}$$

где \$\lambda\$ – теплопроводность, Дж/(м·с·град); \$q\$ – плотность теплового потока, Дж/(м<sup>2</sup>·с).

Требуется определить время, в течение которого температура не будет превышать заранее заданную величину.

Решая задачу методом источников, представим тепловой источник в виде суммы бесконечно большого числа точечных источников, действие которых описывается функцией

$$\theta(x, y, z, x', y', z', \tau) = \frac{2 \cdot Q}{C \cdot \gamma \cdot (4 \cdot \pi \cdot a \cdot \tau)^{3/2}} \times$$

$$\times \exp \left[ -\frac{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z'+V\tau)^2}{4a\tau} \right], \quad (2)$$

где  $Q$  – количество тепла, выделившегося в точке с координатами  $x'$ ,  $y'$ ,  $z'$ ;  $\gamma$  – плотность, кг/м<sup>3</sup>;  $C$  – удельная теплоемкость, Дж/(г·град).

При движении источника в направлении оси  $Z$  координата  $z'$  непрерывно меняется на величину  $V\tau$ .

Для определения характера изменения температуры движущегося источника требуется проинтегрировать уравнение (2) по  $y'$  от  $-\infty$  до  $+\infty$ , по  $z'$  от 0 до  $2h$  и по времени от 0 до  $\tau$ :

$$\theta = \int_0^{2h} dz' \int_{-\infty}^{\infty} dy' \int_0^{\tau} \frac{2qd\tau}{C \cdot \gamma \cdot (4\pi a\tau)^{3/2}} \exp \left[ -\frac{x^2 + (y-y')^2 + (z-z'+V\tau)^2}{4a\tau} \right]. \quad (3)$$

После интегрирования уравнения (3) по  $y$  получим

$$\theta = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^{2h} dz' \int_0^{\tau} \frac{d\tau}{\tau} \exp \left[ -\frac{x^2 + (z-z'+V\tau)^2}{4a\tau} \right]. \quad (4)$$

Рассмотрим интеграл

$$\int_0^{2h} \exp \left[ -\frac{x^2 + (z-z'+V\tau)^2}{4a\tau} \right] dz'. \quad (5)$$

Введем новую переменную  $z_1 = z - z'$ ;  $dz_1 = dz'$ .

Для поверхности при  $x = 0$  получим

$$\int_z^{z+2h} \exp \left[ -\frac{(z_1 + V \cdot \tau)^2}{4a\tau} \right] dz_1. \quad (6)$$

Обозначим  $\frac{z' + V\tau}{2\sqrt{a\tau}} = u$ ;  $du = \frac{dz'}{2\sqrt{a\tau}}$ .

Тогда интеграл (6) будет иметь вид:

$$\int_z^{z+2h} \exp \left[ -\frac{(z_1 + V \cdot \tau)^2}{4a\tau} \right] dz_1 = 2\sqrt{a\tau} \int_{u_1}^{u_2} \exp(-u^2) du, \quad (7)$$

где  $u_1 = \frac{z + V\delta\tau}{2\sqrt{a\tau}}$ ;  $u_2 = \frac{z + 2h + V\delta\tau}{2\sqrt{a\tau}}$ .

Интеграл (7) можно представить в виде:

$$2\sqrt{a\tau} \left[ \int_0^{u_1} \exp(-u^2) du - \int_0^{u_2} \exp(-u^2) du \right] = 2\sqrt{a\tau} [\Phi(u_2) - \Phi(u_1)], \quad (8)$$

где  $\Phi(u)$  – интеграл вероятности Гаусса.

После некоторых преобразований и подстановки выражения (8) в (4) уравнение для расчета  $\theta$  примет вид:

$$\theta = \frac{4a\sqrt{\pi q}}{2\pi\lambda V_0} \int_0^{\frac{V_0\sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}}} [1 - \Phi(u_1)] du_1. \quad (9)$$

После интегрирования получим формулу выражающую зависимость температуры на задней кромке источника от времени:

$$\theta = \frac{2qa}{\lambda V_0 \sqrt{\pi}} \left\{ \frac{V_0 \sqrt{\pi}}{2\sqrt{a}} \left[ 1 - \Phi \left( \frac{V_0 \sqrt{\tau}}{2\sqrt{a}} \right) \right] - \frac{e^{-\frac{V_0^2 \tau}{4a}} - 1}{\sqrt{\pi}} \right\}. \quad (10)$$

Представим выражение (10) в критериальной форме. Введя обозначение безразмерной температуры  $\theta^x = \frac{\pi\lambda V_0 \theta}{2qa}$  и представляя безразмерный комплекс

$\frac{V_0^2 \tau}{4a}$  в виде произведения квадрата критерия Пекле  $\left( Pe = \frac{V_0 h}{2a} \right)$  на критерий Фурье  $\left( Fo = \frac{a\tau}{h^2} \right)$ , получим уравнение для расчета безразмерной температуры:

$$\theta^x = \sqrt{\pi} \cdot \sqrt{\chi} \cdot [1 - \Phi(\sqrt{\chi})] - \frac{(e^{-\chi} - 1)}{\sqrt{\pi}}. \quad (11)$$

Задаваясь значением безразмерного параметра  $\chi$  в интервале от 0,02 до 1,4 по уравнению (11), произведены расчеты безразмерной температуры  $\theta^x$ .

В таблице представлены расчетные значения безразмерной температуры  $\theta^x$  для различных значений  $\chi$ .

Таблица

Расчетные значения безразмерной температуры  $\theta^x$  в зависимости от  $\chi$

$\chi$	0,02	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35
$\theta^x$	0,2316	0,3495	0,4784	0,5599	0,623	0,672	0,714	0,747
$\chi$	0,04	0,45	0,50	0,55	0,60	0,65	0,70	0,80
$\theta^x$	0,776	0,813	0,823	0,841	0,857	0,870	0,881	0,899
$\chi$	0,85	0,90	0,95	1,00	1,10	1,20	1,30	1,40
$\theta^x$	0,906	0,911	0,917	0,919	0,923	0,9232	0,924	0,9241

Задаваясь предельно допустимой температурой в зоне контакта, например, температурой третьего периода отпуска  $\theta = 400 - 450^\circ C$ , определяется безразмерная температура по формуле

$$\theta^x = \frac{\pi\lambda V_0 \theta}{2qa}. \quad (12)$$

Из таблицы определяется безразмерный комплекс  $\chi$

$$\chi = \frac{V_{\phi}^2 \tau}{4a}. \quad (13)$$

По формуле

$$\tau = \frac{4a}{V_{\phi}^2} \cdot \chi \quad (14)$$

определяется время работы одного режущего выступа, а по формуле

$$l_1 = \pi \cdot D_{kp} \cdot n \cdot \tau, \quad (15)$$

определяется длина режущего выступа  $l_1$ , где  $n$  – частота вращения круга в секунду.

Число режущих выступов “ $k$ ”, осуществляющих послышное удаление припуска за период прохождения зоны контакта определяется по формуле

$$k = \frac{\pi \cdot D_{kp}}{l_1(1-\lambda)},$$

где  $D_{kp}$  – диаметр шлифовального круга;

$$\lambda = l_2 / l_1.$$

**Пример.** Исходные данные: материал – сталь 12Х2Н4А;  $D_{kp} = 0,2$  м; частота вращения круга  $n = 46,6$  об/с; скорость обкатки  $V_{\phi} = 6,67 \cdot 10^{-2}$  м/с;

$$a = 4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}; \quad \lambda = 16,7 \frac{\text{Дж}}{\text{м}^2 \cdot \text{с} \cdot \text{C}}, \quad q = 19,1 \cdot 10^7 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^2}$$

Определяем безразмерную температуру

$$\theta^x = \frac{\pi \lambda V_{\phi} \theta}{2qa} = \frac{3,14 \cdot 16,7 \cdot 0,0667 \cdot 350}{2 \cdot 19,1 \cdot 10^7 \cdot 4 \cdot 10^{-6}} = 0,8.$$

Из таблицы определим  $\chi = 0,45$ .

По формуле (14) определяем время работы режущего выступа  $\tau$ :

$$\tau = \frac{4a}{V_{\phi}^2} \cdot \chi = \frac{4 \cdot 4 \cdot 10^{-6}}{0,06667^2} \cdot 0,45 = 16,2 \cdot 10^{-4} \text{ с}.$$

По формуле (15) определяем длину режущего выступа

$$l_1 = \pi \cdot D_{kp} \cdot n \cdot \tau = 47,4 \text{ мм}.$$

Таким образом произведен расчет параметров прерывистого круга с равномерным контактом по температурному критерию.

### Список литературы

1. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес. – Одесса.: Астропринт, 2003. – 452 с.
2. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов., А.Н. Паршаков, В.П. Ларшин и др. – К.: Техника, 1983. – 184 с.
3. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. –

- Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

#### **Анотація**

#### **Оптимізація параметрів процесу шліфування переривчастими кругами з рівномірним контактом**

*У роботі виконано розрахунок параметрів переривчастого кола з рівномірним контактом за температурним критерієм.*

#### **Abstract**

#### **Optimization of parameters of process of grinding by faltering circles with uniform contact**

*In work calculation of parameters of a faltering circle with uniform contact by temperature criterion is made.*

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРОЦЕССА ЗАТОЧКИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Усов А.В., докт. техн. наук, Якимова О.А.  
(Одесский национальный политехнический университет)

*В работе проведено теоретическое исследование температурного поля и определена температура процесса заточки режущих инструментов.*

Для увеличения стойкости режущих инструментов необходимо решить проблему сохранения исходного состояния поверхностного слоя материала при заточке. Эта проблема может быть решена, если найти способ управления теплонапряженностью процесса заточки. Режущие инструменты имеют клиновидную форму. Стойкость режущих инструментов зависит от сохранения стойкости режущей кромки - ребра клина. Из работ [3, 4, 5, 7] известно, что на режущей кромке резцов (ребре клина) возникает при заточке наибольшая температура.

Следовательно, для управления качеством поверхностного слоя детали клиновидной формы надо уметь рассчитывать температуру на ребре клина.

Расчету температур при шлифовании деталей клиновидной формы посвящены работы Сипайло В.А.[3], Якимова А.В. [5, 6] и других. Однако, в известных работах рассмотрена тепловая схема с тепловым источником, перемещающимся вдоль ребра клина. При заточке резцов, шлифовании газотурбинных лопаток широким кругом на станках ХТ-65, ХТ-116 и другими, тепловой источник движется в направлении ребра клина. Такая задача в технической литературе не рассматривалась. Данная статья посвящена этому важному, мало изученному вопросу.

Шлифование является одним из более распространенных видов финишной обработки. Вместе с известными достоинствами: высокой точностью, чистотой - ему свойственны и некоторые существенные недостатки. Установлено, что механическая энергия шлифовального станка почти полностью переходит в тепло, которое перераспределяется между изделием, стружкой, абразивным кругом и средой. Так как тепловая активность изделия обычно много выше, чем у круга, то основное тепло идет в деталь. Это приводит к нагреву шлифуемой поверхности до высоких температур, зачастую превышающих температуры фазовых и структурных превращений.

В результате нагрева шлифуемой поверхности до высоких температур в поверхностном слое появляются шлифовочные прижоги, микротрещины, коробления и другие дефекты. Поэтому изучение тепловых явлений при шлифовании, умение управлять ими необходимо при назначении режимов обработки и является одной из основных частей общего технологического исследования с целью повышения качества и надежности изделия.

Температурное поле распространяется в деталь на незначительную глубину (не более 1 мм). Поэтому большую часть шлифуемых деталей можно счи-



тать полубесконечным телом.

В практике металлообработки встречаются и такие детали, которые нельзя считать полубесконечным телом. Например, лопатки газовых турбин, представляющие в некотором приближении клин с малым углом раствора, в области

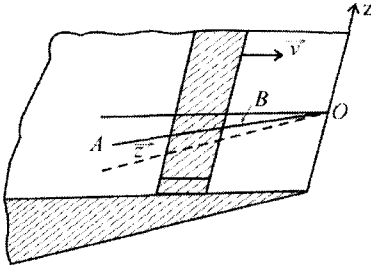


Рис. 1. Расчетная тепловая схема.

близкой к углу клина, являются достаточно тонкими для того, чтобы повлиять на характер температурного поля. Кроме того, при общепринятой схеме шлифования лопаток газовых турбин тепловой источник движется так, как показано на рис. 1. В этом случае тепловая задача становится нестационарной, т.е. температурное поле будет меняться со временем в любой системе координат.

Для математического описания поставленной задачи примем следующую тепловую схему. Имеется клин с углом раствора  $\alpha$ . Грани клина не пропускают тепла. По одной из них движется бесконечно длинный полосатый источник шириной  $l$ , в направлении, показанном на рис. 1. Плотность теплового потока  $q$  считаем равномерно распределенной по поверхности источника. При этих условиях задача может быть сформулирована и решена с наибольшим успехом в цилиндрической системе координат, начало которой выгоднее всего поместить на ребре клина.

Математически задача формулируется следующим образом.

Требуется решить дифференциальное уравнение

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \cdot \frac{\partial^2 T}{\partial \theta^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right) + V \cdot \frac{\partial T}{\partial z} \quad (1)$$

с начальными и краевыми условиями

$$T|_{t=0} = 0, \quad \left. \frac{\lambda}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial \theta} \right|_{\theta=0, r'+l > r > r'} = q = const; \quad (2)$$

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \theta} \right|_{\theta=0, r'+l < r < r'} = 0; \quad T|_{\theta=\alpha} = 0.$$

Будем решать задачу методом источников в совокупности с методом отражений. Считая, что теплопроводящее тело заполняет все пространство, найдем такое распределение источников, которое обеспечило бы нулевой тепловой поток через грани клина и постоянный в области источника, т.е. удовлетворило бы краевым условиям (2).

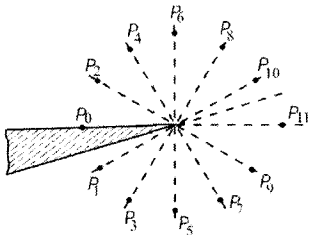


Рис. 2. Схема отражений источников.

Предположим, что  $\pi/\alpha$  целое число. Это предположение, не нарушая общности рассуждений, существенно упрощает задачу, так как цикл изображений (рис. 2) в этом случае быстро

заканчивается.

Известно, что в цилиндрической системе координат в неограниченном теплопроводящем пространстве температурное поле мгновенного точечного источника интенсивностью  $Q$  будет описываться функцией

$$T = \frac{Q}{c\gamma(4\pi at)^{3/2}} \exp\left[-\frac{r^2 + r'^2 - 2rr' \cos \theta + (z - z')^2}{4at}\right], \quad (3)$$

которая является фундаментальным решением уравнения теплопроводности. В рассматриваемом случае клина для учета не пропускающей тепла границы  $\theta=0$  необходимо удвоить интенсивность источника и сделать ее равной  $2Q$ . Для учета влияния не пропускающей тепла грани  $\theta=\alpha$  необходимо поместить источник интенсивностью  $2Q$  в точке  $P_1$  с координатами  $r', z', 2\alpha$ . Для учета влияния границы  $\theta=0$  на тепловой поток, созданный источником, расположенным в точке  $P_1$ , необходимо поместить такой же источник в точке  $P_2$  с координатами  $r', z', -2\alpha$  и т.д. Каждый из источников является зеркальным изображением предыдущего в соответствующей плоскости. Нетрудно видеть, что цикл изображений завершится после того, как мы построим  $\pi/\alpha$  таких источников.

Фундаментальное решение для рассматриваемого клина будет выглядеть как сумма  $\pi/\alpha$  источников интенсивностью  $2Q$ :

$$T = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \frac{2Q}{n c\gamma(4\pi at)^{3/2}} \exp\left[\frac{r^2 + r'^2 - 2rr' \cos(\theta - 2\alpha n) + (z - z')^2}{4at}\right]. \quad (4)$$

Введем в рассмотрение плотность теплового потока  $q$ , представляющую собой количество тепла, вводимого в изделие в единицу времени через единицу площади. Тогда интенсивность источника  $Q$  может быть представлена как  $Q = qdr' dz' dt'$ .

Кроме того, необходимо учесть, что рассматриваемый источник движется, как показано на рис. 1, и его координата  $r'$  непрерывно меняется. Если в некоторый момент времени  $t$  источник имеет координаты  $(r', z', 0)$ , то в момент времени  $t'$  его координаты могут быть представлены как  $[r' + v(t-t'), z', 0]$ .

Таким образом, температура в любой точке клина в момент времени  $t$ , обусловленная выделением в момент времени  $t'$  количества тепла, равного  $qdr' dz' dt'$ , будет равна

$$dT = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \frac{2qd'dz'dt'}{n c\gamma[4\pi v(t-t')]^{3/2}} \exp\left\{-\frac{r^2 + [r' + v(t-t')]^2 - 2r[r' + v(t-t')] \cos(\theta - 2\alpha n) + (z - z')^2}{4v(t-t')}\right\}. \quad (5)$$

Доказано, что при шлифовании температурное поле быстро достигает состояния теплового насыщения (стационарного состояния) [6]. Это время в зависимости от режима колеблется в пределах  $10^{-3} - 10^{-4}$  сек и в этом случае практически температурное поле для любого режима является стационарным, не зависящим от времени. Если ограничиться рассмотрением именно такого случая, то окончательное решение задачи можно получить путем интегрирования выражения (5) по  $t'$  от нуля до бесконечности, по  $z'$  от  $-\infty$  до  $+\infty$  и по  $r'$  от  $r'$  до

$r'+l$ , где  $l$  - ширина полосового источника.

Произведем интегрирование в указанных пределах

$$T = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{-\infty}^{\infty} dz' \int_{r'}^{r'+l} dr' \int_0^{\infty} \frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')]^{3/2}} \times \\ \times \exp\left\{-\frac{r^2 + [r' + v(t-t')]^2 - 2r[r' + v(t-t')]\cos(\theta - 2\alpha n) + (z-z')^2}{4a(t-t')}\right\}. \quad (6)$$

После некоторых преобразований выражение (6) можно представить в виде

$$T = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{-\infty}^{\infty} dz' \int_{r'}^{r'+l} dr' \int_0^{\infty} \frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')]^{3/2}} \times \\ \times \exp\left\{-\frac{r^2 + r'^2 - 2rr'\cos(\theta - 2\alpha n) + (z-z')^2}{4a(t-t')} - \frac{r'v - rv\cos(\theta - 2\alpha n)}{2a} - \frac{v^2(t-t')}{4a}\right\} = \\ = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{-\infty}^{\infty} dz' \int_{r'}^{r'+l} dr' \exp\left\{-\frac{v}{2a}[r' - r\cos(\theta - 2\alpha n)]\right\} \int_0^{\infty} \frac{2qdt'}{c\gamma[4\pi a(t-t')]^{3/2}} \times \\ \times \exp\left\{-\frac{r^2 + r'^2 - 2rr'\cos(\theta - 2\alpha n) + (z-z')^2}{4a(t-t')} - \frac{v^2(t-t')}{4a}\right\}. \quad (7)$$

Обозначим  $R^2 = r^2 + r'^2 - 2rr'\cos(\theta - 2\alpha n) + (z-z')^2$  и введем новую переменную

$$\varepsilon = \frac{R}{2\sqrt{a(t-t')}}; \quad d\varepsilon = \frac{Rdt'}{4\sqrt{a(t-t')^3/2}}.$$

После подстановки выражение (7) сведется к известному интегралу:

$$\sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{-\infty}^{\infty} dz' \int_{r'}^{r'+l} dr' \exp\left\{-\frac{v}{2a}[r' - r\cos(\theta - 2\alpha n)]\right\} \int_0^{\infty} \frac{q}{R\lambda\pi^{3/2}} \exp\left[-\varepsilon^2 - \frac{v^2 R^2}{16a^2 \varepsilon^2}\right] d\varepsilon = \\ = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{-\infty}^{\infty} dz' \int_{r'}^{r'+l} \frac{q}{4\pi\lambda R} \exp\left\{-\frac{v}{2a}[R + r' - r\cos(\theta - 2\alpha n)]\right\} dr'. \quad (8)$$

Произведя интегрирование выражения (8) по  $dz'$ , получим

$$T = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{r'}^{r'+l} dr' \int_{-\infty}^{\infty} \frac{qdz'}{4\pi\lambda\sqrt{\rho^2 + (z-z')^2}} \exp\left\{-\frac{v}{2a}\left[\sqrt{\rho^2 + (z-z')^2} + r' - r\cos(\theta - 2\alpha n)\right]\right\} = \\ = \sum_{n=0}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \int_{r'}^{r'+l} dr' \frac{q}{4\pi\lambda} \exp\left\{-\frac{v}{2a}[r' - r\cos(\theta - 2\alpha n)]\right\} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{dz'}{\sqrt{\rho^2 + (z-z')^2}} \exp\left\{-\frac{v\sqrt{\rho^2 + (z-z')^2}}{2a}\right\}. \quad (9)$$

Здесь  $\rho^2 = r^2 + r'^2 - 2rr'\cos(\theta - 2\alpha n)$ .

Внутренний интеграл выражается через модифицированную функцию Бес-

селя второго рода, нулевого порядка, т.е.

$$T = \sum_{n=0}^{\pi-1} \int_{r'}^{r'+l} \frac{qdr'}{4\pi\lambda} \exp\left\{-\frac{v}{2a}[r'-r\cos(\theta-2cn)]\right\} \cdot K_0 \left[ \frac{v}{2a} \sqrt{r^2+r'^2-2rr'\cos(\theta-2cn)} \right]. \quad (10)$$

Вынесем первый член этой суммы за скобку и поменяем порядок суммирования и интегрирования

$$T = \int_{r'}^{r'+l} \frac{qdr'}{2\pi\lambda} \exp\left\{-\frac{v}{2a}[r'-r\cos\theta]\right\} \cdot K_0 \cdot \left[ \frac{v}{2a} \sqrt{r^2+r'^2-2rr'\cos\theta} \right] \times \\ \times \left\{ 1 + \sum_{n=1}^{\alpha} \frac{\exp\left\{-\frac{v}{2a}[r'-r\cos(\theta-2cn)]\right\} \cdot K_0 \cdot \left[ \frac{v}{2a} \sqrt{r^2+r'^2-2rr'\cos(\theta-2cn)} \right]}{\exp\left\{-\frac{v}{2a}(r'-r\cos\theta)\right\} \cdot K_0 \cdot \left[ \frac{v}{2a} \sqrt{r^2+r'^2-2rr'\cos\theta} \right]} \right\}. \quad (11)$$

Теперь интеграл перед фигурной скобкой представляет собой известную функцию [1], описывающую температурное поле, создаваемое бесконечно длинным полосовым источником с той разницей, что эта функция выражена в цилиндрических координатах, связанных с теплопроводящим телом, а не с источником. Выражение в фигурных скобках характеризует ту поправку, которую вносит ограниченность изделия.

Введем безразмерные комплексы

$$\frac{vr'}{2a} = \rho'; \quad \frac{vr}{2a} = \rho; \quad \frac{vl}{2a} = L$$

и перепишем выражение (11) в безразмерной форме

$$T = \int_{\rho'}^{\rho'+L} \mu(\rho, \rho', \theta, \alpha) \frac{qd\rho'}{2\pi\lambda} \exp(-\rho' + \rho \cos\theta) \cdot K_0 \cdot \sqrt{\rho^2 + \rho'^2 - 2\rho\rho' \cos\theta}. \quad (12)$$

В этой формуле множитель  $\mu$ , зависящий от безразмерных параметров  $\rho$  и  $\rho'$ , а также от углов  $\theta$  и  $\alpha$ , характеризует влияние формы шлифуемого изделия. По виду формулы можно заключить, что температура в области, близкой к ребру клина (в области малых значений  $\rho$ ) будет сильно зависеть прежде всего от угла раствора клина  $\alpha$ , от положения исследуемой точки относительно поверхности, т.е. от угла  $\theta$ , а также от того, где в данный момент находится исследуемая точка относительно начала координат и относительно источника, т.е. от  $\rho$  и  $\rho'$ .

Из анализа множителя

$$\mu(\rho, \rho', \theta, \alpha) = 1 + \sum_{n=1}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \frac{\exp[\rho \cos(\theta-2cn)] \cdot K_0 \cdot \sqrt{\rho^2 + \rho'^2 - 2\rho\rho' \cos(\theta-2cn)}}{\exp(\rho \cos\theta) \cdot K_0 \cdot \sqrt{\rho^2 + \rho'^2 - 2\rho\rho' \cos\theta}} \quad (13)$$

видно, что его значение на ребре клина не зависит от положения источника и выражается просто числом равным  $\pi/\alpha$ . Во всех остальных случаях значения множителя  $\mu$  обуславливаются положением источника и достигают максимума при  $\rho' = 0$ , т.е. когда источник находится на ребре клина. Зависимость множи-

теля  $\mu$  от  $\rho$ ,  $\theta$  и  $\alpha$  в этом случае выразится простой формулой

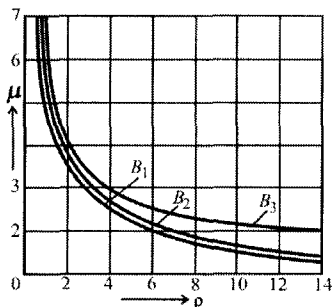


Рис. 3. Зависимость множителя  $\mu$  от  $\rho$  при значениях:  $\theta_1=0$ ;  $\theta_2=\pi/24$ ;  $\theta_3=\pi/12$  и  $\alpha=\pi/12$ .

$$\mu(\rho, \theta, \alpha) = 1 + \sum_{n=1}^{\frac{\pi}{\alpha}-1} \frac{\exp[\rho \cdot \cos(\theta - 2\alpha n)]}{\exp(\rho \cdot \cos \theta)}. \quad (14)$$

Зависимость множителя  $\mu$  от  $\rho$  при трех значениях  $\theta$  и  $\alpha=\pi/12$  показана на рис. 3.

Экспериментальная проверка полученных результатов производилась на установке, описанной [2], с некоторыми изменениями. В качестве исследуемого образца ставился клин, вырезанный из стали 12Х2Н4А толщиной 2 мм, с углом раствора  $\alpha=\pi/12$ . Боковые стороны теплоизолировались асбестом, чем достигалось моделирование бесконечно длинного клина с бесконечно длинным источником, как того

требует расчетная тепловая схема (рис. 1).

Ввиду малой толщины клина для достижения надежного контакта образца с источником тепла в установке предусмотрена возможность перемещения клина в вертикальной плоскости и поворота плоскости его вокруг продольной оси.

Источник состоял из электрического нагревательного элемента, помещенного в металлический корпус. Для обеспечения постоянного теплового потока, вводимого в образец, корпус нагревателя в области контакта с поверхностью клина тщательно шлифовался и монтировался в асбоцементной плите, которая перемещалась по направляющим уголкам.

Источник с большой степенью равномерности перемещался штангой, соединенной с кареткой, укрепленной на многозаходном винте.

Установка позволяла изменять скорость перемещения источника в пределах от 0,2 до 10 мм /сек. Скорость перемещения источника тепла определялась путем измерения расстояния, ограниченного контактами реле и времени движения, фиксируемого секундомером, включенным в цепь реле.

Винт приводится в движение через редуктор двигателя, питаемого постоянным током. Температуры записывались потенциометрами (многоточечным и непрерывно пишущим). Датчиками служили хромель-копелевые термопары 0,2 мм. В каждом сечении располагалось по три термопары - на образующих клина и его биссектрисе. Для записи температуры было выбрано три сечения на расстоянии соответственно 24; 12 и 3 см от ребра клина. Монтировалась одна термопара на ребре клина. Через пакетный переключатель (с посеребренными контактами) термопары соединялись с потенциометрами, которые включались на определенных расстояниях от сечений. Сочетания мощности и скорости соответствовали задаче полубесконечного тела. Температура на ребре клина равна 120°C, а на расстоянии 3 см от ребра 80 °C..

**Выводы:** 1. Установлено, что значение множителя  $\mu(\rho, \rho', \theta, \alpha)$  на ребре клина не зависит от положения источника и выражается числом равным  $\pi/\alpha$ . 2.

Установлено, что на ребре клина с углом  $\alpha=\pi/12$ , изготовленного из стали 12Х2Н4А температура на ребре клина возрастает на 66% по сравнению с участками расположенными на расстоянии 3 см от ребра.

#### Список литературы

1. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964.
2. Сипайлов В.А., Ханжин Н.Н., Ярмонов Н.А. Исследование температурного поля в пластине конечной толщины. – Сборник научных трудов. Физико-математические науки. – Пермь: ППИ, 1967.
3. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхностного слоя. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с.
4. Якимов А.А. Технологические основы обеспечения и стабилизации качества поверхностного слоя при шлифовании зубчатых колес. – Одесса: Астропринт, 2003. – 452 с.
5. Основы теории тепловых явлений при шлифовании деталей машин: Учебное пособие / А.В. Якимов, Б.О. Ткаченко, С.Г. Зимин, А.А. Якимов, Н.И. Решетнев, А.М. Шинтасов, В.П. Ларшин. – Одесса: ОГПУ, 1997. – 278 с.
6. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение. 1975. – 176 с.
7. Тепловые процессы при обычном и прерывистом шлифовании: Учебное пособие / А.В. Якимов, Б.О. Ткаченко, С.Г. Зимин, А.А. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков. – Одесса: ОГПУ, 1998. – 272 с.

#### Анотація

#### Визначення температури процесу заточення різальних інструментів

*У роботі проведене теоретичне дослідження температурного поля й визначена температура процесу заточення різальних інструментів.*

#### Abstract

#### Definition of temperature of process of sharpening of cutting tools

*In work theoretical research of a temperature field is lead and the temperature of process of sharpening of cutting tools is determined.*

## ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ РАСТАЧИВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ЦИЛИНДРАХ

Линчевский П.А., докт. техн. наук, Буюкли И.М., канд. техн. наук,  
Иоргачев В.Д.

(Одесский национальный политехнический университет)

*Предложена конструкция расточной головки, обеспечивающая устранение влияния размерного износа резов на точность обработки отверстий в цилиндрах.*

Характерной особенностью толстостенных цилиндров пластификационных узлов машин для литья пластмасс под давлением, является значительная длина обрабатываемых в них отверстий (20-30 диаметров), что обеспечивает необходимое распределение температуры, снижает обратный поток расплавленной пластмассы и создает равномерное давление в пресс-форме [1]. К рабочим поверхностям таких цилиндров предъявляются высокие требования по точности размеров и формы, а также износостойкости. Технологический процесс обработки глубоких отверстий в цилиндрах, как правило, включает отдельные или совмещенные операции растачивания и пластического деформирования поверхностей. Главным недостатком процесса растачивания является размерный износ резов, что приводит к появлению конусности отверстий и к последующей неравномерной пластической деформации поверхности. Это в свою очередь может привести к неравномерному износу цилиндра в процессе эксплуатации и к нарушению показателей качества работы термопластавтомата. В связи с этим целью настоящей работы было создание нового инструмента, позволяющего выполнять компенсацию размерного износа резов при растачивании.

Известно, что при обработке глубоких отверстий используются расточные головки, снабженные двухрезцовым плавающим блоком (разверткой) и опорными направляющими элементами.

Основными недостатками указанных расточных головок являются ограниченная режущая способность и низкая точность, обусловленная размерным износом.

Эти недостатки частично устранены в конструкции расточной головки, которая описана в авторском свидетельстве [2].

В этой конструкции число режущих элементов равно четырем (возможно и большее число), что примерно в два (и более – при большем числе режущих элементов) раз повышает режущую способность. Одновременно в конструкции предусмотрена автоподналадка размерного износа режущих элементов, что существенно повышает точность обработки. Конструктивно указанные преимущества достигаются за счет размещения в пазах корпуса расточной головки с возможностью радиального перемещения режущих и направляющих элементов и взаимодействия через подпружиненный двойной клиновидный элемент между

собой и поверхностями пазов. При этом компенсация размерного износа осуществляется следующим образом. Направляющие элементы, отслеживая изменение диаметрального размера вследствие размерного износа, радиально перемещаются к центру расточной головки и через двойные клиновые элементы вынужденно выдвигают режущие элементы на больший (в пределах размерного износа) диаметральный размер обработки.

Однако, при таком конструктивном исполнении имеет место силовое замыкание как в прямом (направляющий элемент → двойной клиновый элемент → режущий элемент), так и в обратном направлении (режущий элемент → двойной клиновый элемент → направляющий элемент). То есть, система находится в равновесном положении только при равенстве сил на режущем и направляющем элементах и, более того, система автоматически самоуравновешивается. При изменении усилия на одном из элементов, например на режущем в результате затупления, точно такое же усилие, в виде реакции обработанной поверхности, появится на направляющем элементе. Необходимо отметить, что при указанном выравнивании усилий имеет место инертность системы и «порог» срабатывания, обусловленный силами трения. В процессе резания, при циклических колебаниях усилий на режущем элементе (переменные припуск, жесткость, твердость обрабатываемой поверхности, наростообразование и пр.), превышающих «порог» срабатывания системы, неизбежно появятся автоколебания, амплитуда которых будет находиться в пределах упругих контактных деформаций в подвижных соединениях. То есть, конструкция не является виброустойчивой.

Другим недостатком является отсутствие непосредственного силового замыкания диаметрально расположенных режущих элементов, что снижает точность диаметрального размера обработки.

Следующий недостаток конструкции заключается в том, что полная компенсация размерного износа при обработке одной детали невозможна, поскольку продольное перемещение двойного клинового элемента под действием пружины не может быть осуществлено из-за наличия сил трения, обусловленных натягом в системе. Постоянный натяг в системе обеспечивается силами резания. Если же усилие пружины будет большим, чем силы трения в системе, то двойной клиновый элемент переместится в осевом направлении в крайнее положение и выдвинет режущий элемент не на «остаточную» величину размерного износа (полная величина размерного износа изначально распределяется примерно поровну между режущим и направляющими элементами), а на максимально возможную, то есть большую, чем требуемый размер обработки. То есть система станет неработоспособной.

Указанные недостатки существенно ограничивают область применения известной расточной головки [3].

Предлагаемая новая конструкция расточной головки [4] выполнена таким образом, что режущие и направляющие элементы подвижно размещены в радиальных пазах корпуса с возможностью взаимодействия между собой посредством клиновых элементов. При этом, каждый режущий элемент взаимодействует



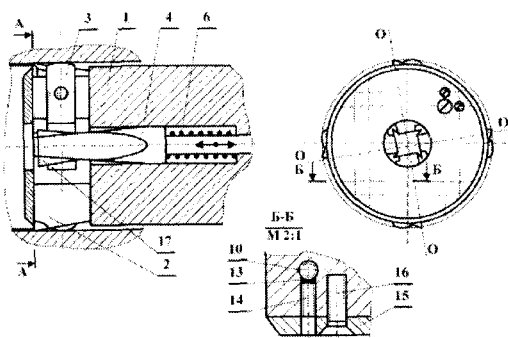


Рис.1. Расточная головка.

мент и не передаются обратно на направляющие элементы. Это повышает диаметральную жесткость режущих элементов и, соответственно, точность обработки, а также исключает возникновение радиальных автоколебаний режущих и направляющих элементов в условиях циклических изменений сил резания.

На рис. 1 изображена предлагаемая конструкция расточной головки с четырьмя режущими и четырьмя направляющими элементами, общий вид; на рис. 4 – разрез А-А рис. 1. Кроме того, на рис. 2 и 3 изображены аналогичные поперечные разрезы, соответственно, для случаев двух и трех комплектов направляющих и режущих элементов. При этом общие виды для этих случаев не представлены. Они аналогичны общему виду на рис.1.

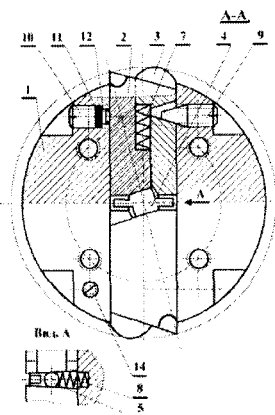


Рис.2. Головка с двумя резами.

Расточная головка содержит цилиндрический корпус 1, в радиальных пазах которого подвижно установлены режущие 2 и направляющие 3 элемента. Каждый режущий элемент установлен с возможностью взаимодействия с другими режущими элементами через общий для всех режущих элементов осевой клиновидный элемент 4 и, одновременно, через автономные клиновидные элементы 5 с направляющими элементами, размещенными в смежном по направлению вращения головки пазах. Осевой клиновидный элемент, автономный клиновидный элемент и режущие с направляющими элементами подпружинены соответственно пружинами 6,7 и 8. Расточная головка снабжена регулировочными винтами 9, взаимодействующими с направляющими элементами 3, а также прижимными винтами 10, взаимодействующими через упругие прокладки 11 и толкатели 12 с режущими элементами 2. Все указанные винты стопорятся через пластичные прокладки 13 стопорными

с другими режущими элементами через общий для всех режущих элементов клиновидный элемент и, одновременно, через автономный клиновидный элемент с направляющим элементом, размещенном в смежном, по направлению вращения головки, пазу.

При таком исполнении радиальные усилия резания на режущих элементах взаимно компенсируются через общий клиновидный элемент

Расточная головка содержит цилиндрический корпус 1, в радиальных пазах которого подвижно установлены режущие 2 и направляющие 3 элемента. Каждый режущий элемент установлен с возможностью взаимодействия с другими режущими элементами через общий для всех режущих элементов осевой клиновидный элемент 4 и, одновременно, через автономные клиновидные элементы 5 с направляющими элементами, размещенными в смежном по направлению вращения головки пазах. Осевой клиновидный элемент, автономный клиновидный элемент и режущие с направляющими элементами подпружинены соответственно пружинами 6,7 и 8. Расточная головка снабжена регулировочными винтами 9, взаимодействующими с направляющими элементами 3, а также прижимными винтами 10, взаимодействующими через упругие прокладки 11 и толкатели 12 с режущими элементами 2. Все указанные винты стопорятся через пластичные прокладки 13 стопорными

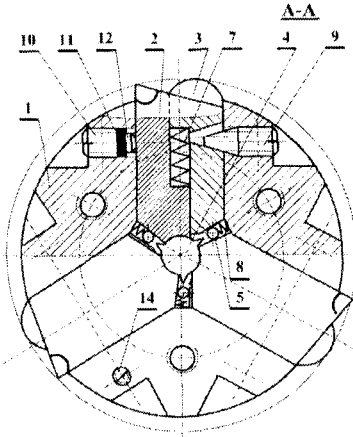


Рис.3. Головка с тремя резами.

необходимости, дополнительно посредством привода осевого перемещения (на рис. не изображен). Рабочая часть клинового элемента ограничена усеченной многогранной (с числом граней равным числу режущих элементов) призмой (либо конусом) на боковых (ой) поверхностях (и) которой (го) дополнительно выполнены выступы 17 в виде клиновых ребер с встречным по отношению к призме (конусу) наклоном.

Расточная головка работает следующим образом.

Перед обработкой направляющие и режущие элементы настраиваются на размер обработки. Контроль за размером настройки осуществляется известными способами, например, посредством микронного индикатора, либо иного измерительного прибора. Направляющие элементы 3 настраиваются на размер

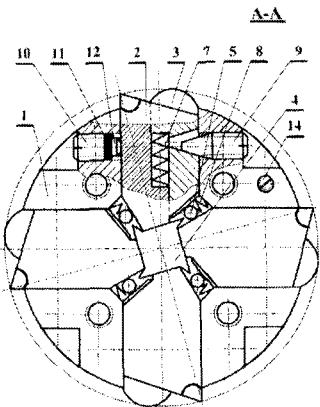


Рис.4. Разрез А-А по рис.1.

винтами 14. Радиальные пазы (из соображений технологичности) выполнены открытыми со стороны торца корпуса расточной головки и геометрически замыкаются крышкой 15, которая крепится к торцу головки винтами 16. Автономные клиновые элементы 5 выполнены в виде тел качения (возможен вариант исполнения в виде клина), а клиновые опорные поверхности режущего и направляющего элементов с которыми они контактируют образуют острый угол, меньший угла трения скольжения. Осевой клиновый элемент 4 выполнен в виде вала концентрично расположенного в отверстии корпуса расточной головки с возможностью осевого перемещения под действием пружины 6 и, при

необходимости посредством привода осевого перемещения (на рис. не изображен) регулировочных винтов 9. Режущие элементы 2 изначально и при переточках изготавливаются с идентичными геометрическими размерами (особо – вдоль линий О-О) и на размер обработки выводятся синхронно посредством принудительного осевого перемещения клинового элемента 4, которое через клиновое сопряжение преобразуется в радиальное перемещение режущих элементов.

Осевое перемещение клинового элемента 4 может осуществляться любым из известных приводов малых перемещений (на рис. не изображен). В случаях, когда такой привод из конструктивных соображе-

ний невозможен, либо его применение затруднено, возможно конструктивное исполнение расточной головки с регулировочными винтами для режущих элементов идентичных регулировочным винтам направляющих элементов. Тогда и настройка на размер обработки режущих и направляющих элементов будет также идентичной, но с учетом направления действия усилия пружины 7.

Настроенную на размер обработки расточную головку вводят в обрабатываемое отверстие и осуществляют сьем припуска. При этом происходит размерный износ режущих лезвий и, соответственно, уменьшается диаметр растачиваемого отверстия заготовки, что приводит к увеличению давления обработанной поверхности на направляющие элементы 3. Когда радиальное усилие от давления обработанной поверхности на направляющие элементы превысит «пороговое» значение (определяется силами трения покоя элементов 2, 3 и 5 между собой и поверхностью пазов расточной головки, а также жесткостью пружины 7), направляющие элементы скачкообразно переместятся радиально к центру растачиваемого отверстия. При этом перемещении направляющие элементы своими клиновыми опорными поверхностями воздействуют на тела качения 5, которые, в свою очередь, воздействуют на клиновые опорные поверхности режущих элементов, расположенных в смежных пазах корпуса, вынуждая их радиально перемещаться в сторону увеличения диаметрального размера. Радиальное перемещение режущих элементов приводит к образованию зазора между их опорными поверхностями и клиновым элементом 4. Последний, освобожденный таким образом от удерживающих его сил трения, перемещается в осевом направлении под воздействием пружины 6 до момента силового замыкания режущих элементов вдоль линии О-О. Далее обработка осуществляется на восстановленном (исходном) диаметральном размере растачиваемого отверстия. Поскольку направляющие элементы по отношению к режущим элементам конструктивно выполнены со сдвигом в осевом и окружном положении, то они достигнут зоны восстановленного диаметрального размера с задержкой во времени. Но, в момент достижения зоны восстановленного диаметрального размера направляющие элементы под действием пружин 7 радиально переместятся на новый диаметральный размер, но не больший, чем исходный настроечный. При этом увеличится расстояние между клиновыми опорными поверхностями направляющих и режущих элементов, которое компенсируется за счет соответствующих перемещений клиновых элементов 5 под воздействием пружин 8. Затем цикл процесса компенсации износа режущих элементов повторяется.

В описанной конструкции жесткость пружин 7 рассчитывается таким образом, чтобы исключить самопроизвольное перемещение клиновых элементов 4 и 5 под воздействием соответственно пружин 6 и 8.

По окончании обработки в случаях, когда требуется безрисочный отвод режущих элементов, клиновый элемент 4 посредством привода перемещается в крайнее правое положение (по рис. 1). При этом клиновые ребра входят в контакт с клиновыми элементами 5 и возвращают их в исходное положение. Это дает возможность режущим элементам под действием пружин 7 переместиться радиально в сторону уменьшения диаметрального размера, что дает возможность безрисочного отвода. Направляющие же элементы, удерживаемые усили-

ем пружины 7, остаются на исходном (настроечном) размере и тем самым обеспечивают соосность расточной головки и растачиваемого отверстия при выводе. Если же риска на обработанной поверхности допустима, то возврат в исходное положение клиновых элементов необязателен. В предлагаемой конструкции направляющие элементы выполняют двойную функцию: функцию ориентации головки в обрабатываемом отверстии и функцию слежения за диаметральной размерной обработкой и корректировки последнего. При необходимости конструктивно, с целью повышения надежности ориентирования расточной головки в обрабатываемом отверстии могут быть предусмотрены дополнительные традиционные направляющие элементы.

Таким образом, предложенная конструкция расточной головки практически полностью устраняет влияние размерного износа резцов на точность продольного профиля обрабатываемых отверстий в цилиндрах. Данная расточная головка может быть использована как для раздельного растачивания отверстий под последующее пластическое деформирование, так и для совмещенной обработки, когда в одном инструменте вместе с этой головкой на одном стебле будет размещена роликовая раскатка. Глубокие отверстия в цилиндрах термопластавтоматов, обработанные таким инструментом будут строго соответствовать высоким эксплуатационным требованиям.

#### Список литературы

1. Василюк Г.Д., Лещенко М.І., Мельничук П.П. Технологія обробки глибоких отворів циліндрів. – Житомир: ЖІПІ, 2000. – 304 с.
2. А.с. 1398999 СССР, МКИ В23В 29/03. Расточная головка / Г.Д. Григорьян, Т.Г. Джугурян, С.А. Близнюк. – Бюл. – 1988. – № 20. – 5 с.
3. Линчевский П.А., Джугурян Т.Г., Оргиян А.А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках. – К.: Техніка, 2001. – 300 с.
4. Буюкли И.М., Джугурян Т.Г., Иоргачев В.Д., Линчевский П.А. Расточная головка. – Заявка на изобретение № а 2005 01682 от 23.02.2005.

#### Анотація

##### **Підвищення точності обробки при розточуванні отворів у циліндрах**

*Запропоновано конструкцію розточувальної головки, що забезпечує усунення впливу розмірного зношування різців на точність обробки отворів у циліндрах.*

#### Abstract

##### **Increase of accuracy of processing at processing apertures in cylinders**

*The design of the boring head providing elimination of influence of dimensional deterioration of cutters on accuracy of processing of apertures in cylinders is offered.*

## ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

*В работе предложен теоретический подход к определению глубины шлифования и распределению припуска на проходы с учетом особенностей технологической системы.*

В общей теории управления принято условно различать такие режимы управления как режим реального времени (on-line) и режим разделения времени (off-line). В первом случае речь идет о непосредственном управлении на этапе изготовления изделия, во втором - речь идет о косвенном (опосредствованном) управлении, когда необходимо правильно распределить технологические ресурсы с учетом возможных возмущений, которые могут иметь место в будущем.

Интерес к управлению производством в режимах off-line и on-line заметно возрос в связи с компьютеризацией машиностроительного производства, появлением CAD/CAM систем, CALS-технологий, САПР и систем встроенной технологической диагностики, предназначенных для повышения технического уровня и эффективности машиностроительного производства в условиях острой конкурентной борьбы. Росту этого интереса оказало содействие появление международных стандартов по управлению качеством продукции (ISO 9000 и другие), внедрение которых является обязательным для сертификации произведенной продукции и поставки ее на международный рынок.

Диагностика технологической системы и управление процессом должны осуществляться в режиме реального времени. Поэтому необходимо учитывать фактические параметры функционирующей технологической системы шлифования и обеспечивать необходимую достоверность получаемой информации. В этой связи разработан способ шлифования, который позволяет устранить шлифовочные дефекты (прижоги и трещины) на окончательно обработанной поверхности при высокой производительности обработки. При диагностике и управлении в режиме реального времени необходимо корректировать уравнение математической модели. Корректировка позволяет «привязывать» это уравнение к реальным условиям обработки (такая «привязка» аналогична учету начальных и граничных условий при решении дифференциального уравнения теплопроводности, которые позволяют из бесконечного множества возможных решений выбрать одно единственное, которое отвечает указанным краевым условиям).

Сущность предлагаемого способа состоит в определении глубин резания при шлифовании по критерию максимальной производительности [1]. Способ включает коррекцию уравнения, основанную на определении и фиксации параметров шлифования в некоторых характерных «точках», которые характеризуют состояние технологической системы. Такой «точкой» может быть, например, точка перехода состояния поверхностного слоя из недефектного в дефект-

ное (точка образования шлифовочного прижога с глубиной дефектного слоя  $h_{\delta} \rightarrow 0$ ). Эту точку можно контролировать с помощью специальных измерительных преобразователей или в заводских условиях визуально по мгновенному отпечатку пятна контакта, расположенному между обработанной и необработанной поверхностями.

Например, при шлифовании резьбы полукруглого профиля способ реализуется следующим образом. Известно, что глубину  $h_{\delta}$  дефектного слоя можно найти из уравнения температурного поля для цилиндрического теплового источника

$$T = -\frac{2}{\pi} \cdot \int_0^{\infty} \left[ 1 - \exp\left(-\frac{a \cdot \tau}{R^2} \cdot \zeta^2\right) \right] \cdot \frac{J_0\left(\zeta \cdot \frac{r}{R}\right) \cdot Y_1(\zeta) - Y_0\left(\zeta \cdot \frac{r}{R}\right) \cdot J_1(\zeta)}{\zeta^2 \cdot [J_1^2(\zeta) + Y_1^2(\zeta)]} d\zeta \times \frac{q \cdot R}{\lambda}, \quad (1)$$

где  $r = R + x$  - текущий радиус-вектор рассматриваемой точки, м;  $x$  - расстояние от поверхности контакта до рассматриваемой точки, м;  $R$  - радиус граничной цилиндрической поверхности, м;  $q$  - плотность теплового потока, Вт/м<sup>2</sup>;  $\tau$  - время действия теплового источника, с;  $J_0, J_1$  - функции Бесселя первого рода нулевого и первого порядка;  $Y_0, Y_1$  - функции Бесселя второго рода нулевого и первого порядка;  $\zeta$  - переменная интегрирования.

Для определения глубины  $h_{\delta}$  проникновения критической температуры в поверхностный слой резьбы принимают  $r = R + x$ , где  $x$  - расстояние от поверхности до рассматриваемой точки (глубина, на которой находится рассматриваемая точка). Итак, при  $x = h_{\delta}$  получим  $r = R + h_{\delta}$ . При этом величину  $h_{\delta}$  можно найти из условия

$$T - T_{кр} = 0, \quad (2)$$

где  $T$  - температура, которая определяется по формуле (1).

Уравнение (2) можно записать в общем виде

$$T(t_0, V, h_{\delta}) = T_{кр}. \quad (3)$$

Формула (3) позволяет определить глубину  $h_{\delta}$  дефектного слоя с учетом влияния на нее глубины резания  $t_0$ . Причем, связь между  $h_{\delta}$  и  $t_0$  в формуле (3) неявная.

Максимальная температура в зоне шлифования [2]

$$T_{\max} = \frac{2m(\eta) \cdot q}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}. \quad (4)$$

Если на поверхности контакта температура равна критической, то при этом примем:  $q = q_0$  и  $\tau = \tau_0$ . Тогда на основании выражения (4) получим

$$T_{кр} = \frac{2m(\eta) \cdot q_0}{\lambda} \cdot \sqrt{\frac{a\tau_0}{\pi}}. \quad (5)$$

Известно, что плотность теплового потока для любой точки контакта профильного шлифовального круга с заготовкой определяется по формуле [3]

$$q = \psi \cdot A_{y\delta} \cdot V \cdot \frac{t_N}{L}. \quad (6)$$

С учетом формулы (6) можно определить величину  $q_0$  в формуле (5), а именно

$$q_0 = \psi \cdot A_{y\delta} \cdot \frac{V_0 \cdot t_{N0}}{L_0},$$

где  $V_0$  - скорость заготовки в рассматриваемой точке, м/с;  $t_{N0}$  - нормальная составляющая глубины шлифования в рассматриваемой точке, м;  $L_0 = \sqrt{D \cdot t_{\theta 0}}$  - длина дуги контакта на настроечном проходе, при которой образуется шлифовочный дефект (в дальнейшем — рассматриваемая точка), м;  $t_{\theta 0}$  - поперечная подача в рассматриваемой точке, м;

Используя формулы (5) и (6) получим

$$T_{кр} = \frac{2m(\eta)}{\lambda} \cdot \frac{\psi \cdot A_{y\delta} \cdot V_0 \cdot t_{N0}}{\sqrt{D \cdot t_{\theta 0}}} \cdot \sqrt{\frac{a\tau_0}{\pi}}. \quad (7)$$

Здесь 
$$\tau_0 = \frac{\sqrt{D \cdot t_{\theta 0}}}{V_0}.$$

Из формулы (7) получим выражение

$$\mathcal{E}_{y\delta} = \psi \cdot A_{y\delta} = \sqrt{\frac{\pi}{a}} \cdot \sqrt[4]{D \cdot t_{\theta 0}} \cdot \frac{T_{кр} \cdot \lambda}{2m(\eta) \cdot t_{N0} \cdot \sqrt{V_0}}, \quad (8)$$

где  $m(\eta)$  - коэффициент формы, определяемый из условия преемственности уравнений, которые описывают выделение тепла от плоского источника ( $R \rightarrow \infty$ ) и от цилиндрического источника (радиус профиля  $R$ ).

Коэффициент формы  $m(\eta)$  находим как отношение температуры поверхности ( $x=0$ ) от цилиндрического источника ( $T_{кр(pez)}$ ) к температуре поверхности от плоского источника тепла ( $T_{кр(nl)}$ ).

При  $\delta=0$  указанные температуры определяются по формулам

$$T_{кр(nl)} = \frac{2q_0}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_0}{\pi}}; \quad (9)$$

$$T_{кр(pez)} = -\frac{2}{\pi} \cdot \frac{qR}{\lambda} \int_0^{\infty} (1 - \exp\left(-\frac{a\tau}{R^2} \xi^2\right)) \times \\ \times \frac{I_0(\xi) \cdot Y_1(\xi) - Y_0(\xi) \cdot I_1(\xi)}{\xi^2 [I_1^2(\xi) + Y_1^2(\xi)]} d\xi \quad (10)$$

С учетом формул (9) и (10) получим

$$m(\eta) = \frac{T_{кр(pez)}}{T_{кр(nl)}} = \frac{R}{\sqrt{a\tau_0\pi}} \int_0^{\infty} \left(1 - \exp\left(-\frac{a\tau}{R^2} \xi^2\right)\right) \cdot \frac{I_0(\xi) \cdot Y_1(\xi) - Y_0(\xi) \cdot I_1(\xi)}{\xi^2 (I_1^2(\xi) + Y_1^2(\xi))} d\xi.$$

Видно, что коэффициент  $m(\eta)$  в какой-то мере зависит и от времени действия теплового источника  $\tau_0$ , т.е.  $m(\eta) = m(\eta, \tau_0)$

По своему физическому содержанию величина  $\mathcal{E}_{y0}$  характеризует часть тепловой энергии шлифования, которая поступает в заготовку в рассматриваемой «точке» состояния технологической системы (т.е. в точке перехода состояния поверхностного слоя из не дефектного в дефектное). Причем выражение (8) характеризует фактическое состояние технологической системы шлифования с учетом индивидуальных особенностей всех элементов технологической системы (станок, приспособление, инструмент, заготовка). Анализ выражения (8) показывает, что неопределенные параметры процесса  $\lambda, a, T_{кр}$  и  $m(\eta)$  входят в это выражение в конкретном сочетании, которое можно представить в виде комплекса

$$K = \frac{T_{кр} \cdot \lambda}{m(\eta) \cdot \sqrt{a}} \quad \left[ \frac{Bm \cdot c^{0,5}}{m^2} \right].$$

Таким образом, указанные неопределенные параметры влияют на процесс шлифования не разрозненно (каждый отдельно), а в виде установленного выше сочетания  $K$ .

Найденное по формуле (8) численное значение  $\mathcal{E}_{y0}$  можно использовать для оценки других состояний технологической системы, т.е. других «точек» состояния, которые находятся в окрине рассмотренной точки. Можно предположить, что чем меньше удаление этих «точек» от «точки» перехода поверхностного слоя из не дефектного состояния в дефектное, тем более достоверным (объективным) есть значения  $\mathcal{E}_{y0}$  при характеристике фактических условий шлифования.

Таким образом, при известных глубинах резания  $t_{g0}$  и  $t_{N0}$  и скорости заготовки  $V = V_0$  на настроенном проходе (точке образования прижога) на основании формулы (5), справедливой в момент появления дефектного слоя, можно по формуле (8), вычислить фактическую удельную энергию  $\mathcal{E}_{y0}$ , которая поступает в заготовку при шлифовании. Затем - использовать вычисленное значение  $\mathcal{E}_{y0} = \psi A_{y0}$  при нахождении плотности теплового потока за формулой (6) и далее — при определении температуры шлифования.

Иначе говоря, в формуле (1) плотность теплового потока определяют по формуле (6), в которой произведение  $\psi \cdot A_{y0}$ , найденное по формуле (8), известно. Т.е. формула для определения плотности теплового потока  $q$  в выражении (1) с учетом формулы (6) будет иметь следующий вид

$$q = \mathcal{E}_{y0} \cdot \frac{V \cdot t_N}{L} \quad (11)$$

где  $\mathcal{E}_{y0}$  - число, найденное за формулой (8) в точке образования прижога.

Если  $\dot{Y}_{\dot{\alpha}\dot{\alpha}}$  известно (по данным настроенного прохода), то текущую температуру шлифования можно найти на основании формул (1) и (11). Получаем



$$T(x) = \frac{2}{\pi} \cdot \int_0^{\infty} \left[ 1 - \exp \left( - \frac{a \sqrt{\frac{D \cdot d \cdot t_g}{D+d}}}{V} \cdot \zeta^2 \right) \right] \cdot \frac{J_0 \left( \zeta \cdot \frac{R+x}{R} \right) \cdot Y_1(\zeta) - Y_0 \left( \zeta \cdot \frac{R+x}{R} \right) \cdot J_1(\zeta)}{\zeta^2 \cdot [J_1^2(\zeta) + Y_1^2(\zeta)]} d\zeta \times$$

$$\times \frac{\varepsilon_{уд} \cdot \frac{V \cdot t_N}{\sqrt{\frac{D \cdot d \cdot t_g}{D+d}}} \cdot R}{\lambda}$$

Увеличивая глубину шлифования с определенным шагом, определяют глубину дефектного слоя  $x$  из уравнения

$$\left. \begin{aligned} T(x) - T_{кр} &= 0. \\ x &= h_0 \end{aligned} \right\}$$

Полученную глубину дефектного слоя  $h_0$  сравнивают с оставшимся припуском. Увеличение глубины шлифования осуществляют до тех пор, пока дефектный слой не станет равным оставшемуся припуску (или части его). Найденное значение глубины шлифования фиксируют. Аналогично находят распределение припуска на другие проходы шлифования с учетом уменьшения оставшегося припуска на сумму ранее найденных глубин резания.

Проводили шлифование резьбы с полукруглым профилем шарикового ходового винта, изготовленного из стали 8ХФ, закаленной до твердости 58-59 HRC, диаметр заготовки  $d = 24$  мм, радиус профиля резьбы  $R = 2,5$  мм, припуск на обработку  $Z = 2,311$  мм; частота вращения заготовки  $n = 2$  об/мин; диаметр шлифовального круга  $D = 400$  мм.

Эксперимент проводили на резьбошлифовальном станке модели 5822М. Первоначально производили настроечный проход, в ходе которого фиксировали глубину резания  $t_{60} = t_{N0}$  и скорость заготовки  $V = V_0$ , при которых образовался шлифовочный прижог. Результаты свели в табл. 1. В момент появления дефектного слоя определили удельную энергию  $\varepsilon_{уд}$ , переходящую в заготовку.

Таблица 1

Результаты измерения		Результаты вычисления
$t_0$ , м	$V_0$ , м/с	$\varepsilon_{уд}$ , Дж/мм <sup>3</sup>
$1,2 \cdot 10^{-3}$	$2,529 \cdot 10^{-3}$	$2,505 \cdot 10^{10}$

Получена программа распределения припуска на переходы шлифования:  $t_1 = 1,636$  мм,  $t_2 = 0,675$  мм. Причем  $Z = t_1 + t_2 = 1,636 + 0,675 = 2,311$  мм. Глубину дефектного слоя, полученного при шлифовании шариковых ходовых винтов, измеряли методом микротвердости. Результаты сведены в табл. 2.

Как видно из приведенных в табл. 2 данных экспериментальная глубина дефектного слоя соответствует её расчетной величине.

Таблиця 2

Результати розрахунку і виміру глибин шліфування та глибин дефектного шару

Глибина шліфування, мм		Глибина дефектного слоя, мм	
$t_{1\text{розр.}}$	$t_{1\text{вимір.}}$	$h_{\delta 1\text{розр.}}$	$h_{\delta 1\text{вимір.}}$
1,590	1,600	0,719	0,700
$t_{2\text{розр.}}$	$t_{2\text{вимір.}}$	$h_{\delta 2\text{розр.}}$	$h_{\delta 2\text{вимір.}}$
0,710	0,700	0	0

Предложенный способ определения глубин шлифования позволяет распределить припуск на проходы шлифования с учетом индивидуальных особенностей технологической системы.

### Список литературы

1. Декларацийний патент України на корисну модель № 12572 Україна. Спосіб визначення глибини різання при шліфуванні. В.П.Ларшин, Н.В.Ліщенко, О.В.Якимов, А.В.Ларшина.
2. Способ определения глубины резания при шлифовании: А.с. 1399097 А1 СССР МКИ В24В 49/00 / В.П.Ларшин, А.М. Скляр и А.В. Якимов; Опубл. 30.05.88. Бюл. № 20.- 4 с.
3. Ларшин В.П. Технология многониточного шлифования прецизионных ходовых винтов // Тр. Одес. политехи. ун-та. — Одесса, 1999. — Вып. 2 (8). — С. 87-91.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.6. “Качество обработки деталей машин” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с.

### Анотація

#### Оптимізація параметрів режиму різання при шліфуванні

*У роботі запропонований теоретичний підхід до визначення глибини шліфування й розподілу припусків по проходах з урахуванням особливостей технологічної системи.*

### Abstract

#### Optimization of parameters of the mode of cutting at grinding

*In work the theoretical approach to definition of depth of grinding and distribution of an allowance to passes is offered in view of features of technological system.*

## УСЛОВИЯ ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ

Новиков Г.В., канд. техн. наук

(Научный центр НТК "Эльбор", г. Харьков)

*В работе обоснованы технологические возможности обработки материалов резанием лезвийными и абразивными инструментами на основе теоретического анализа условий осуществления процесса стружкообразования.*

**Введение.** Повышение эффективности механической обработки деталей машин является одним из основных направлений развития современного машиностроения и создания конкурентноспособной продукции. Для его реализации важно располагать фундаментальными знаниями о потенциальных возможностях процессов механической обработки и путях их практического использования. Вместе с тем, в настоящее время теория обработки материалов резанием в полной мере математически не формализована, что не позволяет решить ряд сложных задач по оптимизации параметров процессов резания материалов в плане повышения их производительности и снижения энергоемкости, улучшения качества обработки.

**Цель работы.** Целью работы является обоснование технологических возможностей обработки материалов резанием лезвийными и абразивными инструментами на основе теоретического анализа условий осуществления процесса стружкообразования.

**Материалы и результаты исследований.** В ранее опубликованных работах [1–7] приведена разработанная математическая модель стружкообразования при резании материалов и аналитическая зависимость, устанавливающая связь между углом сдвига материала при резании  $\beta$  (рис. 1) и коэффициентом  $K_{рез} = P_z / P_y$ , равным отношению тангенциальной  $P_z$  и радиальной  $P_y$  составляющих силы резания:

$$\operatorname{tg} 2\beta = K_{рез}, \quad (1)$$

где  $K_{рез} = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma)$ ;  $\gamma$  – передний угол режущего инструмента, град;  $\psi$  – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента, град ( $\operatorname{tg} \psi = f$  – коэффициент трения).

Общеизвестно, что чем больше угол сдвига материала  $\beta$ , тем меньше энергоемкость процесса резания и соответственно выше его эффективность. Поэтому, увеличивая коэффициент  $K_{рез}$ , можно увеличить угол сдвига материала  $\beta$  и добиться повышения эффективности процесса резания. В связи с этим важно провести анализ закономерностей изменения коэффициента  $K_{рез}$ . Из рис. 1 несложно определить составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$ :

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma = P_0 \cdot \cos(\psi - \gamma), \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma = P_0 \cdot \sin(\psi - \gamma), \end{cases} \quad (2)$$

где  $P_0 = N / \cos \psi$ .

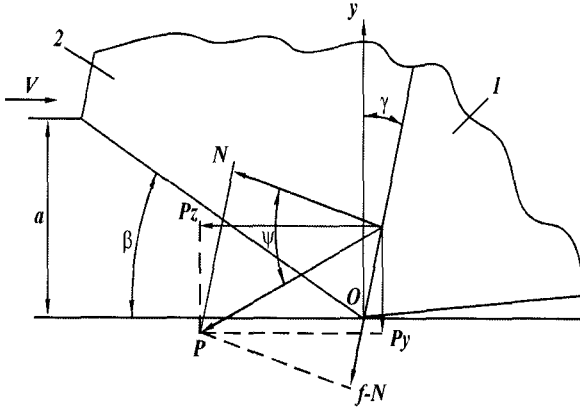


Рис. 1. Расчетная схема процесса резания: 1 – резец; 2-стружка.

На основе системы (2) приходим к зависимости (1). На рис. 2,а показан характер изменения составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$ .

Как видно, с увеличением угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах от  $0$  до  $90^\circ$  тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  уменьшается, а радиальная составляющая силы резания  $P_y$ , наоборот, увеличивается. Отношение  $P_z / P_y$ , определяющее коэффициент  $K_{рез}$ , с увеличением угла  $(\psi - \gamma)$  уменьшается, рис. 2,б. Процесс резания осуществим при положительных значениях коэффициента  $K_{рез}$ , т.е. при значениях угла  $(\psi - \gamma)$ , изменяющихся в пределах  $0$  до  $90^\circ$ .

Из зависимостей (2) и рис. 2,а вытекает, что при  $(\psi - \gamma) = 0$  тангенциальная составляющая силы резания  $P_z = 0$ , а при

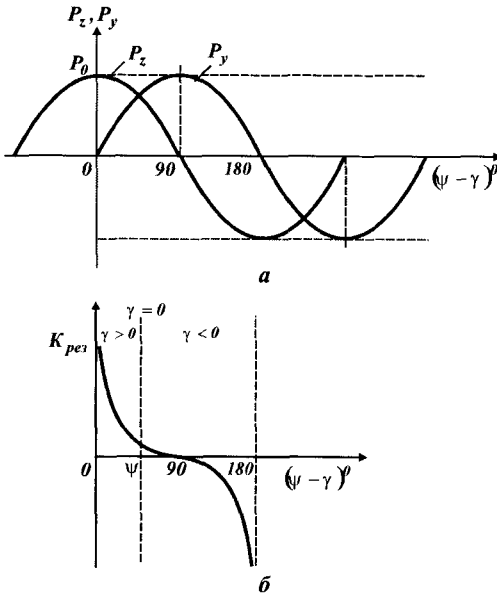


Рис. 2. Зависимости  $P_z$ ,  $P_y$  (а) и  $K_{рез}$  (б) от  $(\psi - \gamma)$ .

$(\psi - \gamma) = 90^\circ$  – радиальная составляющая силы резания  $P_y = 0$ . Учитывая то, что передний угол режущего инструмента  $\gamma$  может быть положительным и отрицательным, возможны два случая:  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$  и  $K_{рез} = ctg(\psi + \gamma)$ . Первый случай реализуем для положительного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi - \gamma) < \psi$ , т.е. при изменении угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $0 \dots \psi$ , рис. 2,б. Второй случай реализуем для отрицательного переднего угла  $\gamma$  при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ , т.е. при изменении угла  $(\psi + \gamma)$  в пределах  $\psi \dots 90^\circ$ . Угол  $(\psi - \gamma)$  принимает значение  $\psi$  при условии  $\gamma = 0$ , рис. 2,б.

Очевидно, первый случай осуществим при резании лезвийным инструментом с положительным передним углом  $\gamma$ . Второй случай – в основном при резании абразивными инструментами, поскольку режущие абразивные зерна имеют отрицательные передние углы. В первом случае коэффициент  $K_{рез}$  больше, чем во втором случае (табл. 1), т.е. при лезвийной обработке коэффициент  $K_{рез}$  больше, чем при абразивной обработке, что хорошо согласуется с практическими данными. Исходя из этого, границей раздела лезвийной и абразивной обработки является значение угла  $\psi$ . При резании инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей угол  $\psi$  принимает значения, близкие  $45^\circ$ . Тогда  $K_{рез} \approx 1$  и можно полагать, что лезвийная обработки реализуется при значениях  $K_{рез} = 1 \dots 10$  и более, а абразивная обработка – при  $K_{рез} < 1$  (в основном при  $K_{рез} = 0,1 \dots 0,5$ ).

Таблица 1  
Расчетные значения коэффициента  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma)$ , град	0	5	10	15	20	25	30	40	45	50	60	70	80	90
$K_{рез}$	$\infty$	11,4	5,7	3,7	2,7	2,1	1,7	1,2	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0

Исходя из такого геометрического представления коэффициента  $K_{рез}$ , можно более полно оценить возможности его увеличения с целью увеличения угла сдвига материала  $\beta$  и соответственно повышения эффективности процесса резания. Основным путем увеличения коэффициента  $K_{рез}$  несомненно является уменьшение условного угла трения на передней поверхности инструмента  $\psi$ . Это сужает диапазоны изменения угла  $(\psi - \gamma)$  и положительного переднего угла инструмента  $\gamma$ , т.е. сужает диапазон резания инструментом с положительным углом  $\gamma$ . Угол  $\gamma$  не может быть больше угла  $\psi$ . Следовательно, при использовании алмазных режущих лезвийных инструментов, характеризующихся наименьшим коэффициентом трения  $f$  с обрабатываемым материалом, передний угол инструмента  $\gamma$  необходимо устанавливать близким к нулю. В противном случае процесс стружкообразования при резании может быть неосуществим.

В тоже время уменьшение угла  $\psi$  расширяет диапазон резания инструментом с отрицательным передним углом  $\gamma$ , реализуемый при условии  $(\psi + \gamma) > \psi$ . Это указывает на то, что процесс резания может быть осуществим при больших отрицательных передних углах инструмента, например, при резании алмазными зернами. Так как условный угол трения  $\psi$  для алмаза может принимать значения  $10^{\circ}$  и менее, то отрицательный передний угол режущего алмазного зерна может достигать значения  $80^{\circ}$ , т.е. процесс стружкообразования осуществим при микрорезании практически затупленным алмазным зерном. Применение абразивных зерен, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения  $f$  и соответственно условного угла трения  $\psi$ , позволяет реализовать процесс стружкообразования при меньших отрицательных передних углах  $\gamma$ . Этим объясняется эффективность применения алмазно-абразивной обработки.

Из табл. 1 вытекает, что при резании лезвийным алмазным инструментом, вследствие возможного изменения угла  $(\psi - \gamma)$  в пределах  $5...15^{\circ}$ , коэффициент  $K_{рез}$  может принимать относительно большие значения – 3,7...11,4. При алмазно-абразивной обработке, например, реализующей условия  $\psi = 10^{\circ}$  и  $\gamma = -40...80^{\circ}$ , коэффициент  $K_{рез}$  меньше единицы и равен 0,8...0. При резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей условный угол трения  $\psi$  значительно больше, чем при резании алмазным инструментом и достигает значений  $30...50^{\circ}$ . Это расширяет диапазон изменения угла  $(\psi - \gamma)$  и позволяет увеличить положительный передний угол инструмента  $\gamma$  до значений  $30...45^{\circ}$ , что реализуемо на практике. В результате угол  $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ , а коэффициент  $K_{рез}$  существенно увеличивается, что повышает угол сдвига материала  $\beta$  и соответственно эффективность процесса резания.

Таким образом показано, что для достижения одного и того же значения коэффициента  $K_{рез}$  при резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных материалов, характеризующихся более высокими коэффициентами трения  $f$  по сравнению с алмазным инструментом, необходимо существенно увеличить передний угол  $\gamma$ . Как известно, в ряде случаев, например при прерывистом резании (в условиях возникновения ударных нагрузок), это ведет к снижению прочности режущего клина инструмента и соответственно его работоспособности, что неэффективно. Поэтому с целью уменьшения переднего угла инструмента  $\gamma$  при одновременном обеспечении высоких значений коэффициента  $K_{рез}$  необходимо уменьшить угол  $\psi$  (коэффициент трения  $f$ ) за счет использования эффективных технологических сред и т.д.

Применим полученное решение для анализа случая  $\psi = 0$ . Исходя из рис. 2,б, в этом случае передний угол инструмента  $\gamma$  может быть лишь отрицательным. Следовательно, реализуем лишь процесс алмазно-абразивной обработки. Этим показано, что процесс резания лезвийным инструментом с положительным передним углом может быть осуществим при условии наличия трения схо-

дшей стружки с передней поверхности инструмента. При отсутствии трения передний угол инструмента  $\gamma$  должен быть отрицательным (в пределе равным нулю).

На основе сказанного можно заключить, что создание положительного переднего угла инструмента продиктовано исключительно необходимостью снижения отрицательного влияния силы трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента на процесс стружкообразования (уменьшение коэффициента  $K_{рез}$  и угла сдвига материала  $\beta$ ). Чем ниже интенсивность трения в зоне резания, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента. Оптимальным передним углом инструмента с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании с незначительной интенсивностью трения обрабатываемого и инструментального материалов должен быть угол, близкий к нулю.

Поскольку справедливо условие  $(\psi - \gamma) > 0$ , то угол сдвига материала  $\beta$ , определяемый по известной формуле профессора Зворыкина К.А.

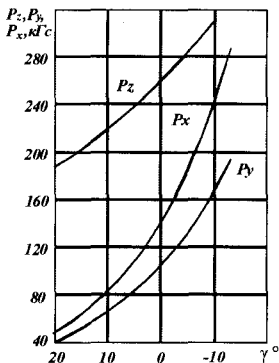


Рис. 3. Влияние переднего угла на силы  $P_z, P_y, P_x$  при точении (сталь 40;  $\varphi=60^\circ$ ;  $t=4$  мм;  $s=0,285$  мм/об;  $V=40$  м/мин).

$$\beta = 45^\circ + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (3)$$

будет принимать значения, меньшие  $45^\circ$ . Это подтверждается практически данными, согласно которым угол сдвига материала  $\beta$  при резании лезвийными и абразивными инструментами всегда меньше  $45^\circ$ . Причем, чем больше угол  $(\psi - \gamma)$ , тем меньше  $\beta$ .

Произведем количественную оценку приведенного выше теоретического решения. Для этого установим характер изменения коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ . Рассмотрим два случая. В первом случае переменным будет передний угол реза  $\gamma$ , а во втором случае – условный угол трения  $\psi$  на передней поверхности реза. Для анализа первого случая рассмотрим известные экспериментальные данные, приведенные в работе [8], рис. 3.

Учитывая то, что сила резания имеет три составляющие:  $P_z, P_y, P_x$ , коэффициент  $K_{рез}$  рассчитаем по зависимости  $K_{рез} = P_z / P_{y1}$ , где  $P_{y1} = P_{y0} \cdot \cos \varphi'_0$ ;  $P_{y0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ ;  $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^\circ$ ;  $\operatorname{tg} \varphi_0 = P_y / P_x$  (рис. 4). Здесь  $P_{y0}$  – равнодействующая двух сил  $P_y, P_x$ ;  $P_{y1}$  – проекция равнодействующей силы  $P_{y0}$  на нормаль к главному лезвию реза;  $\varphi$  – главный угол реза в плане;  $\varphi_0$  – угол между силами  $P_x$  и  $P_{y0}$ ;  $\varphi'_0$  – угол между силой  $P_{y0}$  и ее проекцией  $P_{y1}$ . В табл. 2 приведены расчетные значения углов  $\varphi_0$  и  $\varphi'_0$ , коэффициента  $K_{рез} = P_z / P_{y1}$ ,

условного угла трения  $\psi$  и коэффициента трения  $f$  в зависимости от переднего угла инструмента  $\gamma$ .

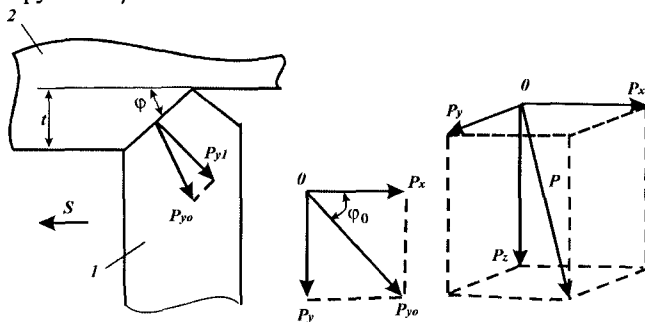


Рис. 4. Положение составляющих силы резания при точении: 1 – резец; 2 – заготовка.

Таблица 2

Расчетные значения параметров  $\gamma$ ,  $\varphi_0$ ,  $\varphi'_0$ ,  $K_{рез}$ ,  $\psi$ ,  $f$

$\gamma$ , град	20	10	0	-10
$\varphi_0$ , град	39	39	40	35
$\varphi'_0$ , град	9	9	10	5
$K_{рез}$	2,9	2,23	1,5	1,08
$\psi$ , град	39	34	34	35
$f$	0,8	0,67	0,67	0,7

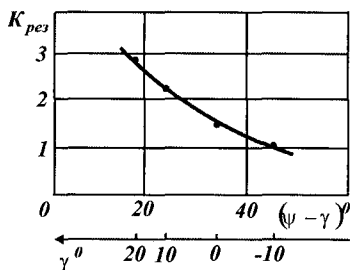


Рис. 5. Зависимость коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ .

Как видно, с уменьшением переднего угла инструмента  $\gamma$  и переходом его в область отрицательных значений, коэффициент  $K_{рез}$  уменьшается (рис. 5), что хорошо согласуется с вышеприведенными теоретическими результатами (рис. 2,б). Коэффициент трения  $f$  также уменьшается с уменьшением  $\gamma$ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного роста составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$  (рис. 3).

Рассмотрим случай изменения угла  $(\psi - \gamma)$  за счет изменения условного угла трения  $\psi$  на передней поверхности резца путем увеличения скорости резания  $V$ . Для этого воспользуемся экспериментальными данными, приведенными в работе [9], рис. 6. Коэффициент  $K_{рез}$  определим по зависимости

$K_{рез} = P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$ , а угол  $(\psi - \gamma)$  – по зависимости  $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$ , табл.



3, рис. 7. Как видно, с увеличением скорости резания  $V$  коэффициент  $K_{рез}$  увеличивается, а угол  $(\psi - \gamma)$  – уменьшается, что связано с уменьшением условного угла трения  $\psi$  (т.к. передний угол резца  $\gamma$  остается постоянным). Это хорошо согласуется с теоретическими результатами, рис. 2,б.

Таблица 3

Значения параметров  $K_{рез}$  и  $(\psi - \gamma)$

$V$ , м/мин	20	40	80	120
$K_{рез}$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma)$ , град	18	13	10	8

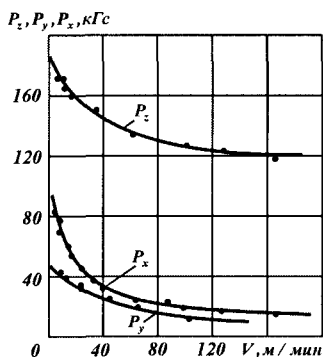


Рис. 6. Влияние скорости резания  $V$  на составляющие силы резания  $P_z, P_y, P_x$  при точении (титановый сплав ВТ1;  $\varphi = 70^\circ$ ;  $t = 2,5$  мм;  $s = 0,47$  мм/об).

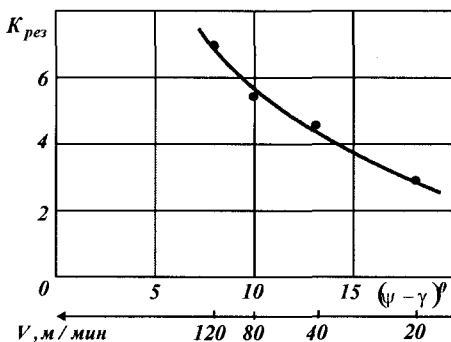


Рис. 7. Зависимость коэффициента  $K_{рез}$  от угла  $(\psi - \gamma)$ .

**Выводы.** Теоретически обоснованы условия осуществления процесса стружкообразования при резании материалов лезвийными и абразивными инструментами. Раскрыта физическая сущность взаимосвязи переднего угла инструмента с условным углом трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента. Показано, что чем меньше условный угол трения, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании. С уменьшением условного угла трения также расширяется диапазон изменения отрицательного переднего угла инструмента, при котором осуществим процесс стружкообразования, что очень важно для эффективного ведения процессов абразивной и алмазно-абразивной обработки инструментами с недостаточно высокой режущей способностью. Например, при шлифовании кругом, работающим в режиме затупления.

#### Список литературы

1. Новиков Г.В. Физические закономерности процесса стружкообразования при алмазно-абразивной обработке. – Вісник Національного технічного університету “Харківський політехнічний інститут”, Збірник наукових

- праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ “ХПІ”. – 2002. – № 9, т. 11. – С. 47-52.
2. Новиков Г.В. О механизме стружкообразования при резании материалов. – Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – “Підвищення надійності відновлюємих деталей машин”. – 2003. – Вип. 18. – С. 51-58.
  3. Новиков Г.В. Аналитические зависимости механики резания материалов. – Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. – Труды 9-й Международной научно-технической конференции, 3-4 июня 2004г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 3-7.
  4. Новиков Г.В. Аналитическая модель силовой напряженности процесса резания с переменной толщиной среза. - Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Харків, 2004. – Вип. 2(9) – С. 149-154.
  5. Новиков Г.В. Элементы теории энергоёмкости процессов механической обработки. – Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – Харків, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74-86.
  6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
  7. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
  8. Зорев Н.Н. Вопросы механики процессов резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.
  9. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов. – В кн.: Обработка жаропрочных и титановых сплавов. – Куйбышевское областное книжное издательство, 1962. – С. 28-35.

#### **Анотація**

#### **Умови здійснення процесу стружкоутворення при різанні матеріалів**

*У роботі обґрунтовані технологічні можливості обробки матеріалів різанням лезовими й абразивними інструментами на основі теоретичного аналізу умов здійснення процесу стружкоутворення.*

#### **Abstract**

#### **Conditions of realization of process of formation of the shaving at cutting materials**

*In work technological opportunities of processing of materials by cutting by tools with an edge and abrasive are proved on the basis of the theoretical analysis of conditions of realization of process of formation of a shaving.*

## О ВЛИЯНИИ СИЛ ТРЕНИЯ НА ПРОЦЕСС ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ

Ахлестин А. В., инженер

(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Рассмотрены особенности действия сил контактного трения при формовке профилей. Показаны пути увеличения активного действия сил трения за счет изменения кинематики контактных скольжений. Разработано и внедрено новое оборудование, реализующее указанное изменение.*

Развитие теории и совершенствование технологических процессов формовки в значительной степени сдерживается недостаточным уровнем знаний о механике контактного взаимодействия между деформируемой полосой и валковым инструментом, которое связано с действием сил внешнего трения. Это является одной из причин высоких непроизводительных энергозатрат в процессах формовки. Известно [1], что лишь 7...15% подведенной мощности расходуется на полезную работу, т. е. формообразование профиля, и наибольшие потери связаны с трением между формируемой полосой и валками.

Исследованиям влияния сил трения на процесс формовки посвящены многочисленные работы, в том числе [2 - 5].

Цель работы – анализ результатов определения контактного скольжения и разработка предложений по увеличению активной роли сил трения.

Путь контактного скольжения  $S_z$  валков относительно формируемой полосы в направлении ее движения в любом рассматриваемом сечении, перпендикулярном оси валков, зависит от разности диаметров вала в этом сечении ( $D_i$ ) и фактического катающего диаметра ( $D_k$ ), скорость точек на окружности которого равна скорости  $V_z$  движения полосы.

$$S_z = n\pi (D_i - D_k), \quad (1)$$

где  $n$  – число оборотов вала.

Значение  $D_i$  можно найти по калибровке в рассматриваемом сечении валков. Величина же  $D_k$  зависит от многих факторов (конструкции привода, настройки стана, конфигурации профиля, материала и свойств формируемой полосы, взаимного влияния клетей стана и др.), и поэтому определить ее в общем виде с достаточной степенью точностью не представляется возможным.

Теоретический анализ скоростного режима формовки [1, стр. 229-242], выполненный с определенными допущениями (равенство зазора между валками по всему периметру калибра, одинаковое сцепление формируемой полосы с валками, равенство окружных скоростей в местах основных диаметров верхнего и нижнего валков), позволил сделать основной вывод, заключающийся в том, что скорость верхнего вала меньше скорости полосы, а скорость нижнего – больше скорости полосы (при врезе в нижний валок). Это подтверждается результатами экспериментальных исследований, хотя имеются и противоречивые данные.

Так, в работе [5] со ссылкой на результаты экспериментов УкрНИИМета и «Запорожстали» указывается, что «относительное скольжение на окружностях основных диаметров обычно находятся в пределах (+4) – (-8)%», т. е. наибольшие величины фактических катающих диаметров располагаются в диапазоне  $1,04D_o$  и  $0,92D_o$  ( $D_o$  – основные диаметры валков), это означает, что увеличение  $D_k$  нижнего валка ( $1,04D_o$ ) меньше, чем уменьшение  $D_k$  верхнего валка ( $1,08D_o$ ). Очевидно, что это ошибочное утверждение, тем более, что никаких конкретных величин диаметров в работе не приведено.

Другой пример. Подтверждая указанный выше вывод, авторы [2] приводят результаты экспериментального определения фактических катающих диаметров валков, согласно которым  $D_k$  увеличивается как на нижних, так и на верхних валках. Причем это увеличение примерно одинаковое (0,5...1,0% и 0,2...0,8% соответственно). То есть этими результатами они его же (вывод) и опровергают. По-видимому, при применении метода кернов для определения  $D_k$  возникла ошибка – не было правильно учтено изменение расстояния между кернами, образованное за счет люфтов в звеньях привода при изменении крутящего момента на верхнем валке (по результатам замеров момент отрицательный).

Оптимальному распределению скоростей в калибре препятствует наличие жесткого привода на валки. При обычной схеме (передача момента на оба валка) разность между основными и катающими диаметрами невелика – до 1%. Применение дифференциальной клетки [1, стр. 242-248] позволяет перераспределять момент между валками в зависимости от условий контактного взаимодействия в калибре в более широких пределах. Например, при формовке в одной клетке равнобокого уголка толщиной 3 мм с шириной полка от 20 до 80 мм по режиму 0 – 8 – 18 – 30 – 45° катающий диаметр верхнего валка уменьшился от 363 до 300 мм, а нижнего – увеличился от 160 до 200 мм, т. е. максимальное изменение составило 17 и 25% соответственно.

Силы трения, действующие на полосу от приводного и холостого (неприводного) инструмента в направлении ее движения в стане, являются активными (тяговыми) силами  $T_{тяг}$ . Силы трения, направленные против этого движения, препятствуют перемещению полосы и являются пассивными (тормозящими) силами  $T_{торм}$ .

Для осуществления стабильного процесса формовки должно выполняться условие, согласно которому сумма всех тяговых сил должна быть большей или равной сумме тормозящих сил и сумме горизонтальных (вдоль полосы) составляющих усилий формовки [4].

$$\sum_1^{n_1} T_{тяг} + \sum_1^{n_2} T_{тяг} \geq \sum_1^{n_1} T_{торм} + \sum_1^{n_2} T_{торм} + \sum_1^{n_1+n_2} P_z, \quad (2)$$

где,  $n_1$  – количество приводных валков;  $n_2$  – количество неприводных валков (роликов).

Соотношение тяговых и тормозящих сил на приводном валке может изменяться в зависимости от сопротивления формирующей полосы и наличия резерва подводимой мощности. С ростом сопротивления увеличивается момент на валке, тяговые силы растут, а тормозящие уменьшаются. При достижении максималь-

ного значения тяговой силы (на контакте зона скольжения одного знака) тормозящие силы равны нулю. В дальнейшем при увеличении момента происходит буксование вала при практически постоянной (максимальной) тяговой силе.

Неприводные валки и ролики получают вращение от движущейся полосы, которая преодолевает их так называемое кинематическое сопротивление  $\Delta T$ . Его величина для каждого из валков или роликов определяется разностью тормозящих и тяговых сил. При этом всегда имеет место условие  $T_{\text{торм}} > T_{\text{тяг}}$  [4].

Для снижения энергозатрат, уменьшения износа инструмента и повышения качества профилей необходимо в одних случаях снижать силы трения (применение смазок, покрытий), в других – увеличивать их активную роль путем изменения кинематики контактных скольжений [6].

Применение смазки не всегда возможно, например, при изготовлении профилей с декоративным покрытием. Кроме того, смазка приводит к одновременному уменьшению как тормозящих сил трения, так и тяговых, что при практически неизменных горизонтальных составляющих сил формовки может привести к дефициту тяговых сил и буксованию валков.

Изменение кинематики контактных скольжений может быть достигнуто, в общем-то, известными путями. Это – освобождение от привода валков или отдельных его элементов, клетей; создание дополнительной горизонтальной силы натяжения (подпора) полосы в стане; применение вспомогательного неприводного инструмента, изменение его формы и расположения относительно подгибаемых элементов.

На примере формовки швеллера как наиболее распространенного в сортаменте гнутых профилей и одного из основных типовых элементов профилей сложной конфигурации попытаемся оценить эффективность изменения указанных кинематических условий.

При подгибке полок вверх полоса контактирует с верхним валком в местах изгиба, а с нижним – по всему периметру калибра, за исключением участков изгиба (рис. 1).

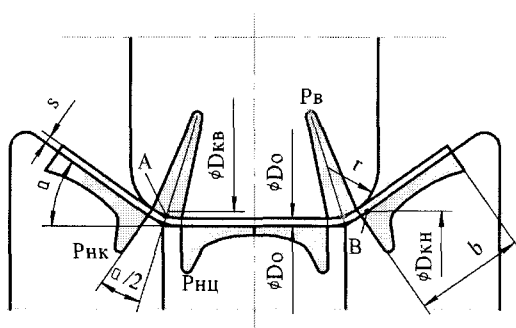


Рис. 1. Схема формовки швеллера.

На наклонных участках валков длина дуги контакта настолько мала, что можно считать контакт линейным без зон скольжения как таковых. Распределение удельных усилий в калибре принято в соответствии с [7]. Верхний валок выполнен цилиндрическим. Основные диаметры валков одинаковы.

Рассмотрим несколько вариантов формовки.

1. Привод на оба валка. Катающий диаметр нижнего валка  $D_{кн}$  больше катающего диаметра верхнего валка  $D_{кв}$ , и оба они незначительно отличаются от основных диаметров  $D_o$ . Скорость нижнего валка больше скорости

полосы, а скорость верхнего – меньше скорости полосы. С одной стороны на участках контакта верхнего валка с полосой создаются тормозящие силы трения, а с другой стороны на контакте нижнего валка – тяговые силы трения. С увеличением ширины полки  $b$  и угла подгибки  $\alpha$  скольжение на коническом элементе валка растёт. Данный вариант формовки является наиболее энергозатратным.

2. Привод только на нижний валок. Верхний валок приводится во вращение полосой. Его катающий диаметр  $D_{кв}$  соответствует точке А приложения равнодействующей  $P_e$  удельных усилий, расположенной на середине дуги контакта валка с полосой. Поэтому величину  $D_{кв}$  можно легко определить из геометрических соотношений

$$D_{кв} = D_o - 2r(1 - \cos\alpha/2), \quad (3)$$

где  $r$  – радиус скругления верхнего валка;  $\alpha$  – угол подгибки полки.

Соотношение тяговых и тормозящих сил трения в направлении формовки определяется сопротивлением вращению валка. Кинематические условия на контакте полосы с нижним валком остаются примерно такими же как в предыдущем варианте.

Согласно экспериментальным данным [2] формовка с приводом на нижние валки требует приложения крутящего момента на 14...20% по величине меньше, чем в полноприводном варианте. Поэтому в настоящее время в основном изготавливают станы с приводом на нижние валки, тем более, что это значительно упрощает их конструкцию, уменьшает габариты и массу. А на существующем оборудовании верхние валки полностью или частично отключают от привода.

3. Привод только на верхний валок. Нижний валок приводится во вращение полосой. Катающий диаметр  $D_{кн}$  увеличивается, а величина скольжения и тяговые силы трения на коническом элементе уменьшаются, но одновременно увеличиваются величина скольжения и тормозящие силы трения на цилиндрическом элементе и нижней части конического. Таким образом, в данном случае активная составляющая силы трения на нижнем валке уменьшается, и силы тяги со стороны верхнего валка может быть недостаточно для осуществления формовки. Поэтому такой вариант на практике не применяется. К тому же конструктивно его осуществить значительно сложнее.
4. Применение свободно вращающихся на валу конических формующих элементов. Верхний валок и цилиндрический элемент нижнего валка - приводные, а конические элементы выполнены свободно вращающимися на валу. Перемещение полосы осуществляется по основным диаметрам валков, а вращение конических элементов - полосой по их образованным катающим диаметрам  $D_{кк}$ , расположенным примерно на середине поверхности контакта. При этом на данном участке скольжение и тяговые силы уменьшаются, а тормозящие соответственно увеличиваются. На практике такие элементы используются очень редко, преимущественно в экспериментальных целях.

Аналогичное распределение происходит на неприводных вертикальных конических роликах. Как правило, они располагаются между клетями стана.

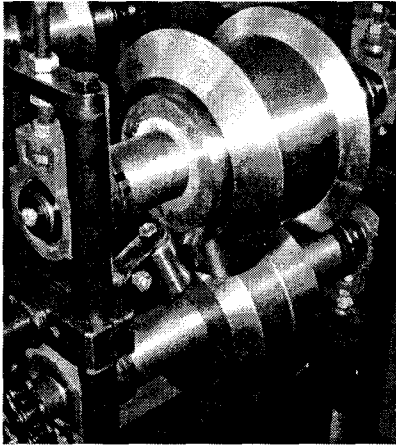


Рис. 2. Рабочая клетка с неприводными вертикальными роликами.

неприводными роликами, контактирующими по образующей с подгибаемыми элементами. При этом на контакте с полосой реализуется трение качения. Особенно это важно при формовке профилей с относительно большими полками, когда повреждение поверхности в результате контактных скольжений при использовании традиционной технологии, особенно велико.

Указанные выше новшества были использованы предприятием ООО «МЕКАП» при разработке технологии и оборудования (рис. 2) для изготовления профиля 9x72x145x0,5 мм корпуса подвесных светильников из тонколистовой стали с полимерным покрытием. Получена опытная партия профилей, качество которых удовлетворяло требованиям НТД и Заказчика. Оборудование и технология переданы ООО «Люкс Лайтинг» (г. Киев) для промышленного производства указанных профилей.

### Выводы

1. На основании рассмотрения особенностей действия сил контактного трения предложена новая схема совместного использования валков и неприводных цилиндрических роликов, позволяющая увеличить активную роль сил трения за счет изменения кинематики контактных скольжений.
2. Указанная схема реализована в конструкциях рабочих клеток, которые составляют основу профилегибочного стана для изготовления профиля 9x72x145x0,5 из тонколистового металла с полимерным покрытием.

### Список литературы

1. Тришевский И. С., Докторов М. Е. Теоретические основы процесса профилирования. – М.: Металлургия, 1980. – 287 с.
2. Марьян В. С., Тришевский И. С. Профилирование с холостым верхним валком // Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката. Сборник трудов. Вып. XV. - Харьков: УкрНИИМет, 1970.

При угле наклона к горизонтали рабочей поверхности конических элементов и указанных роликов, равном  $45^\circ$ , эффект от их применения идентичен.

С целью максимального снижения скольжения и повышения качества профилей с покрытием автором предложены новые схемы совместного использования в одной клетке основного (валков) и вспомогательного неприводного (роликов) формующего инструмента, а также узлов неприводных роликов, обеспечивающих приложение нормальных усилий ко всем элементам формируемого профиля [8]. Эти схемы реализованы в конструкциях рабочих клеток [9, 10].

В них приложение нормальных усилий обеспечивается горизонтальными

- С. 323-328.

3. Тришевский И. С., Бороденко В. Н. Исследование влияния сил трения на энергосиловые параметры профилирования // Гнутые профили проката. Отрасл. сб. научн. тр. Вып. 1 - Харьков: УкрНИИМет, 1973. - С.74-80.
4. Фурманов В. Б. Развитие теории процесса непрерывной валковой формовки прямошовных электросварных труб. // Розвиток теорії процесів виробництва труб. – Дніпропетровськ: Системні технології, 2005. – С. 206-230.
5. Тришевский И. С., Юрченко А. Б. Теоретическое исследование трения при профилировании // Гнутые профили проката. Темат. отрасл. сб. Вып. 1 - Харьков: УкрНИИМет, 1973. - С.66-73.
6. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А. Н. Леванов, В. Л. Колмогоров, С. П. Буркин и др. – М.: Металлургия, 1976. – 416с.
7. Тришевский И. С., Котелевский Л. Н. Экспериментальные исследования удельных давлений металла на валки при профилировании. // Теория и технология производства экономичных гнутых профилей проката. Сборник трудов. Вып. XV. - Харьков: УкрНИИМет, 1970. - С. 232-239.
8. Ахлестин А. В. О путях повышения качества тонкостенных гнутых профилей с покрытием // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і в машинобудуванні: - Тематич. зб. наук. пр.- Краматорськ: ДДМА, 2004. – С. 614-619.
9. Пат. 54186 Україна, МПК В21Д5/06. Робоча кліть профілезгинального стану / О. В. Ахлестін (Україна) - № 2002064548; Заявл. 04.06.2002; Опубл. 15.11.2005. Бюл. №11 – 4с.
10. Пат. 48629 Україна, МПК В21D05/06. Робоча кліть профілезгинального стану / О. В. Ахлестін (Україна). - № 2001107313; Заявл. 26.10.2001; Опубл. 15.03.2005, Бюл. №3. – 4 с.

#### Анотація

#### **Про вплив сил тертя на процес валкового формування профілів**

*Розглянуті особливості дії сил контактної тертя при формуванні профілів. Показані шляхи збільшення активної дії цих сил за рахунок зміння кінематики контактних ковзань. Розроблено і впроваджено нове обладнання, що реалізує вказане зміння.*

#### Abstract

#### **About influence of forces of friction on process of valkovoy of moulding of types**

*The features of action of forces of contact friction are considered at moulding of types. The ways of increase of active action of forces of friction are shown due to the change of kinematics of the contact sliding. Developed and inculcated a new equipment, which realizing the indicated change.*



## ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО ФАКТОРА УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И КОЭРЦИТИВНУЮ СИЛУ

Власовен В. М.

*(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. П. Василенко)*

*Установлен уровень коэрцитивной силы, соответствующий удовлетворительной микроструктуре стали 45 в состоянии поставки  $7,4 \pm 0,7$  А/см, определены причины отклонений – ликвация углерода, наличие повышенного содержания феррита в стали и неудовлетворительной микроструктуры по неметаллическим включениям.*

Углеродистые стали в термически улучшенном состоянии являются самым распространенным материалом для изделий сельскохозяйственного машиностроения. Ввиду своей относительно низкой себестоимости и достаточному уровню механических свойств широкое применение получила сталь 45, из которой изготавливаются различные шлицевые и коленчатые (после закалки с нагретом ТВЧ) валы, шпонки, втулки и т.д. Как известно, одним из наиболее существенных факторов, влияющих на уровень свойств стали после улучшения является исходная структура. Поэтому практический интерес представляет контроль исходной структуры данной стали.

Традиционно для входного контроля качества металла используется метод измерения твердости по Бринелю. Однако данный метод достаточно трудоемок. Использование в качестве альтернативного метода оценки свойств по коэрцитивной силе находит все большее распространение на машиностроительных предприятиях.

Целью работы явилось исследование влияния отклонений макро- и микроструктуры, химического состава и механических свойств стали 45 на уровень коэрцитивной силы, измеренной на приборе КРМЦ.

При входном контроле стали 45 по коэрцитивной силе (прибор КРМ-Ц) наблюдается снижение значений от допустимого интервала в результатах измерения до 3,7-4,5 А/см. Для выяснения причин отклонений были проведены исследования стали 45 Ø125 мм (плавка 1) и Ø90 двух плавок (индексы 2 и 3).

Сравнительными критериями исследуемых сталей являются требования ГОСТ 1050, предусмотренные для стали 45, и технологический процесс детали.

Механические свойства определялись после нормализации в соответствии с требованиями ГОСТ 1050. Исследования произведены при равных условиях.

Контрольный анализ состава стали определяли химическим и спектральным методами. Результаты приведены в табл.1.

Химический состав исследуемых плавок показывает, что содержание всех элементов металла находится в пределах требований ГОСТ 1050.

Величину зерна выявили методом окисления по ГОСТ 5689.

Таблица 1

## Химический состав стали

№ обр.	Размер	Содержание элементов, %						Твердость, НВ
		C	Mn	Cr	Si	S	P	
1	Ø125	0,48	0,79	0,12	0,33	0,035	0,023	197-205
2	Ø90	0,48	0,54	0,20	0,20	0,039	0,012	199-207
3	-"	0,47	0,75	0,23	0,35	0,032	0,025	195-203

Примечание. Требования ГОСТ 1050 для стали марки 45, %: 0,42-0,50 C, 0,50-0,80 Mn, 0,17-0,37 Si, не более 0,035 P, не более 0,04 S, до 0,25 Cr, не более 0,30 Ni, не более 0,30 Cu.

По результатам исследования величина зерна образца 1 составила балл 7-6, а образцов 2, 3 – балл 7, т.е. данные изделия относятся к мелкозернистым.

Поперечные макротемплеты металла в состоянии поставки с предварительно подготовленной поверхностью были протравлены в подогретом водном растворе соляной кислоты с концентрацией 1:1.

Оценку макроструктуры темплетов производили в соответствии с ГОСТ 10243. Результаты сведены в табл. 2.

Таблица 2

## Макроструктура исследованных плавок

№ образца	Макроструктура стали, балл			
	Точечная неоднородность	Ликвационный квадрат	Подусадочная ликвация	Другие дефекты
1	III*	-	-	-
2	-	-	I	-
3	-	I		Краевой дефект в виде светлой полосы. На расстоянии 500 мм дефект повторился

Примечание: Баллы по макроструктуре в соответствии с ГОСТ 1050.

Выявленные дефекты макроструктуры (точечная неоднородность, ликвационный квадрат, подусадочная ликвация) являются допустимыми. Выявлен дефект на образце 3 на котором значение коэципитивной силы понижено и составляет 4-4,5 А/см.

Для выявления неоднородности по сере и фосфору были исследованы серные отпечатки по Бауману. Значительная неравномерность распределения серы и фосфора не выявлена. Краевая зона в виде светлой полосы выявленные в плавке 3 она остается светлой с минимальным количеством примесей. Это подтверждается химическим и металлографическим исследованиями. Количество серы находится на уровне плавочных данных. Оценка микроструктуры этой зоны показала обеднение по содержанию углерода (рис.1) в сравнении с основ-

ным металлом (рис.2). Она представляет собой в светлой полосе перлит в феррите, зерно мелкое; в основном металле – мелкие, средние и крупные зерна перлита и феррит в виде сетки и отдельных включений.

Возникновение краевого дефекта плавки 3 в виде светлой полосы на микротемплете возможно при нарушении режима заливки. На повторно отобранных образцах плавки 3 дефектов такого вида не обнаружено.

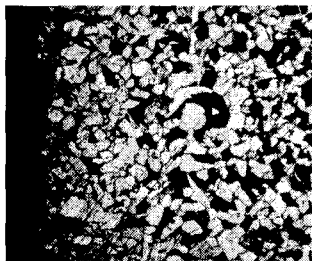


Рис.1. Микроструктура светлой полосы на глубине 1,0 мм от поверхности,  $\times 100$ .

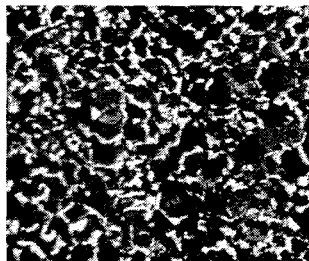
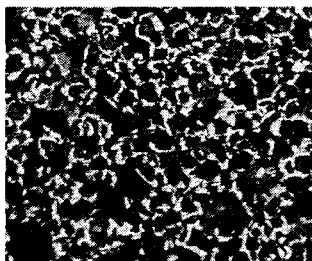


Рис.2. Микроструктура основного металла участка без светлой полосы на глубине 1,0 мм от поверхности,  $\times 100$ .



а



б

Рис. 3 Микроструктура стали в состоянии поставки: а –  $\times 100$ , б –  $\times 500$ .

Микроструктура металла стали 45 в состоянии поставки представляет собой перлит и феррит в виде сетки, ориентированной по границе крупных, средних, изредка мелких зерен (рис.3). Такая структура является удовлетворительной и ей соответствует уровень коэрцитивной силы  $7,4 \pm 0,7$  А/см. Выход за пределы связан с неудовлетворительной микроструктурой (рис.4).

Для определения механических свойств в соответствии с ГОСТ 1050 заготовки металла исследуемых плавок сталей, входящие в контрольные границы по коэрцитивной силе, подвергали нормализации при температуре  $860^\circ\text{C}$ . Микроструктура металла в нормализованном состоянии представляет собой мелкие зерна перлита и феррит в виде разорванной сетки и включений.

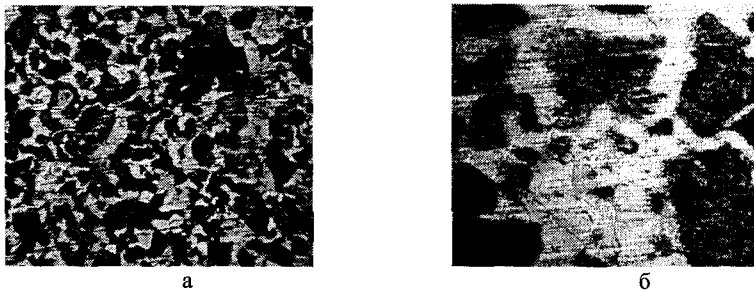


Рис. 4 Неудовлетворительная микроструктура стали в состоянии поставки:  
а –  $\times 200$ , б –  $\times 500$ .

Испытания на растяжение по ГОСТ 1497 проводили на образцах пятикратной длины диаметром 5 мм, на ударную вязкость по ГОСТ 9454 – на образцах тип I. Направление оси вырезанных образцов соответствовало вдоль направления прокатки.

Усредненные значения результатов испытаний по 5-ти образцам приведены в табл. 3.

Таким образом, на основании проведенных комплексных исследований установлено: уровень коэрцитивной силы, соответствующий удовлетворительной микроструктуре стали 45 соответствует  $7,4 \pm 0,7$  А/см, причины отклонений – до  $6,7$  А/см, наличие повышенного содержания феррита в стали и неудовлетворительной микроструктуры по неметаллическим включениям, свыше  $8,1$  А/см – превышение твердости.

Таблица 3

Результаты механических испытаний

№ плавки	Механические свойства					
	$\sigma_{0,2}$ , МПа	$\sigma_B$ , МПа	$\delta_5$ , %	$\Psi$ , %	КС, кДж/м <sup>2</sup>	Твердость, НВ
1	470	750	21	51	75	205
2	390	690	23	44	60	187
3	420	680	23	45	83	197
ГОСТ 1050 сталь 45	не менее					
	360	61	16	40	50	

Выполненные комплексные исследования дополняют имеющиеся литературные данные по связи материала с коэрцитивной силой по стали 45 [1,2]. Известные публикации анализируют такую связь для закаленного и отпущенного состояния. При этом анализируемый уровень коэрцитивной силы выше, чем в состоянии поставки, что связано, вероятно, с более высоким уровнем напряженного состояния материала.

### Список литературы

1. Контроль качества термической обработки стальных полуфабрикатов и деталей. Справочник под ред. В.Д.Кельнера. – М.: Машиностроение, 1984. 384 с.
2. Щербинин В.Е., Горкунов Э.С. Магнитный контроль качества металлов. – Екатеринбург: УрО РАН, 1996. 263 с.

### Анотація

#### **Вплив структурного фактора углеродистой стали на механічні свойства й коерцитивну силу**

*Установлено рівень коерцитивної сили, що відповідає задовільній мікроструктурі сталі 45 у стані поставки  $7,4 \pm 0,7$  А/см, визначені причини відхилень – ліквіація вуглецю, наявність підвищеного змісту ферриту в сталі й незадовільній мікроструктурі по неметалічних включеннях.*

### Abstract

#### **Influence of structural factor of carbon steel on mechanical properties and coercive force**

*The level of coercive force, proper to the satisfactory microstructure of steel 45 in a state of delivery  $7,4 \pm 0,7$  A/sm, is set, reasons of rejections – presence of the promoted maintenance of ferrita in steel and unsatisfactory microstructure.*

## ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ МАРТЕНСИТНЫХ ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЯХ НА ИХ ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ

Волчок И. В., канд. физ.-мат. наук, Спольник А.И., докт. физ.-мат. наук  
(Харьковский национальный университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Приведены результаты экспериментальных исследований коэффициента теплопроводности ( $\lambda$ ) аустенитных сталей X18N10T и X18N8 в интервале температур (4,2-300 К). На основании анализа особенностей хода  $\lambda(T)$  делается заключение о целесообразности применения этих сталей в конструкциях криогенной техники.*

Как известно [1], вклады электронной и фононной проводимостей в механизм теплопроводности во многом определяются структурными элементами материала. В связи с этим целью настоящей работы являлось изучение влияния мартенситных фазовых превращений в сталях аустенитного класса на коэффициент теплопроводности в температурной области их практического использования.

Следует отметить, что стали этого класса имеют широкое применение в криогенной технике, т.е. в температурных условиях, когда в сталях такого типа реализуется мартенситная кинетика фазовых превращений.

Образцы из сталей X18N8 и X18N10T проходили гомогенизирующий отжиг при температуре 1100° в течение 1 часа в атмосфере гелия с последующим охлаждением на воздухе, что обеспечивало их полную аустенизацию. Для получения сведений о структурных изменениях в сталях при охлаждении до температуры 4,2 К и последующего нагрева до 300 К осуществляли металлографический контроль изменения структуры, а также магнитометрические измерения фазового состава сталей. Измерения теплопроводности в интервале 2-300 К осуществляли на специальной установке и по методике, подробно описанной в

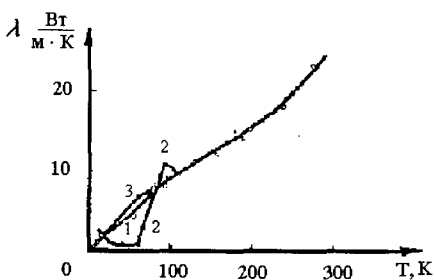


Рис. 1. Температурная зависимость коэффициента теплопроводности сталей X18N10T и X18N8: 1 – сталь X18N10T (4,2 – 300 К); 2 – сталь X18N8 (300 – 4,2 К); 3 – сталь X18N8 (4,2 – 300 К).

[2,3]. Используемая установка позволяла также одновременно измерять электросопротивление ( $\rho$ ) исследуемых сталей в этом же температурном интервале. Коэффициент теплопроводности ( $\lambda$ ) для обоих типов стали определялся как в процессе охлаждения (скорость охлаждения составляла 0,1-0,6 град/мин.), так и в процессе отогрева с той же скоростью.

На рис. 1 представлена температурная зависимость коэффициента теплопроводности для сталей X18N10T и X18N8. Видно, что для стали X18N10T имеет место монотонный характер из-

менения  $\lambda(T)$  во всем интервале температур 4,2-300 К. Температурный ход для стали X18H8 имеет ряд особенностей. Так, при охлаждении стали X18H8 в области 110-95 К наблюдается некоторое увеличение теплопроводности и последующее резкое ее уменьшение вплоть до 60 К. Причиной появления такого локального максимума в районе 95 К может являться реализация мартенситных превращений. Возникающие при охлаждении такие структурные элементы, как частицы  $\alpha$ -мартенсита, внося искажения и «разрыхляя» кристаллическую решетку остаточного аустенита, увеличивают фононную составляющую теплопроводности. Образование частиц  $\alpha$ -фазы, размеры которых соизмеримы с длиной свободного пробега фононов, приводят к резкому повышению теплосопrotивления. Следует отметить, что протяженность области неоднородных напряжений, обусловленных когерентной связью мартенсита с аустенитной матрицей, составляет 5-6 периодов решетки. Исходя из этого, была проведена оценка длины свободного пробега фононов ( $\ell$ ) в области мартенситного превращения, которая показала, что  $\ell \approx 15 \text{ \AA}$  при 100 К. Ниже 60 К наблюдается замедленное увеличение коэффициента теплопроводности вплоть до гелиевых температур, что, по-видимому, обусловлено исчезновением областей неоднородных напряжений – релаксации процессов, связанных с обратным  $\alpha \rightarrow \gamma$  структурным превращением. О завершении мартенситного превращения можно судить по монотонному температурному ходу теплопроводности, которая была измерена в процессе нагрева образца от 4,2 до 300 К и практически совпадает с теплопроводностью стали X18H10T.

Нами проведена оценка вкладов электронной и фононной составляющих теплопроводности для образца X18H8 с привлечением данных измерения электросопротивления  $\rho(T)$ . На всем протяжении исследуемого температурного интервала наблюдается пропорциональная зависимость  $\rho(T)$ . Это обстоятельство позволяет воспользоваться законом Видемана-Франца для оценки электронной компоненты теплопроводности. Как оказалось,  $\lambda$  составляет 4 Вт/м·град при 100 К, в то время как общая теплопроводность при этой же температуре равна 10,5 Вт/м·град.

Таким образом, для твердых растворов с высоким содержанием примесных атомов, для которых ощутимый вклад в процесс теплопереноса вносят обе компоненты теплопроводности – электронная и фононная, резкое изменение одной из них (в нашем случае, фононной теплопроводности в области мартенситного превращения) приводит к наблюдаемым экспериментально аномалиям температурного хода теплопроводности.

Известно, что температура начала мартенситного превращения  $M_s$  существенно зависит от скорости охлаждения образца [4]. В частности, для стали X18H10 точка  $M_s$  соответствует 230 К при охлаждении со скоростью 0,5 град/мин. Увеличение скорости охлаждения до 1,5 град/мин приводит к снижению  $M_s$  до 216 К, а при 10 град/мин  $M_s$  соответствует 204 К. Зависимость положения  $M_s$  от скорости охлаждения, безусловно, отразится на изменении теплопроводности с температурой. С другой стороны, скорость охлаждения определяет степень превращения, т.е. количество мартенситной фазы при соответствующей температуре. Это обстоятельство, в свою очередь, влияет на характер температурной зависимости теплопроводности. Исходя из этих соображений,

можно полагать, что увеличение скорости охлаждения образца приведет к смещению аномального хода теплопроводности в сторону более низких температур. При этом значения коэффициентов теплопроводности будут фиксироваться в области между верхней и нижней гистерезисными кривыми  $\lambda(T)$ . Полученные результаты находятся в соответствии с данными металлографического анализа. Так, микроструктурные данные, полученные после охлаждения до 4,2 К и отогрева образцов до комнатной температуры, показывают, что образец X18H10T после обработки холодом сохранял исходную аустенитную структуру. Наличие мартенсита обнаружено только в месте механического крепления образца к измерительной ячейке, что, очевидно, связано с деформацией материала на участке крепления образца. В стали X18H8 после охлаждения образца до 4,2 К и последующего отогрева до 300 К обнаружено наличие мартенситных включений, а также повышенная намагничённость, соответствующая содержанию ~ 40 % магнитной  $\alpha$ -фазы. Это свидетельствует о том, что структура стали X18H8 в значительной степени определяется наличием  $\alpha$ -фазы.

#### Список литературы

1. Займан Дж. Электроны и фононы. М.: ИИЛ 1962, с. 273.
2. Андерс Э.Е., Волчок И.В. Авторское свидетельство СССР, № 1182363, 1985 г. Изобретения. Официальный патентный бюллетень 1985 г, № 36.
3. Андерс Э.Е., Сухаревский Б.Я., Волчок И.В. Прецизионные исследования теплопроводности и электропроводности твердых растворов системы ниобий-цирконий при низких температурах. В сб. «Теплофизические свойства веществ и материалов», вып. 9, М., Издательство стандартов, 1976, с. 72-99.
4. Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И. и др. Процессы пластического структурообразования металлов, Наука и техника, Минск, 1994.

#### Анотація

#### Вивчення впливу мартенситних фазових перетворень в аустенітних сталях на їхню теплопровідність

*Приведено результати експериментальних досліджень коефіцієнта теплопроводності ( $\lambda$ ) аустенітних сталей X18H10T і X18H8 в інтервалі температур (4,2-300 К). На підставі аналізу особливостей ходу  $\lambda(T)$  робиться висновок про доцільність застосування цих сталей у конструкціях криогенної техніки.*

#### Abstract

#### Study of influence of martensitic phase transformations in austenitic steels on their thermal conductivity

*The results of experimental investigation of a thermal conductivity temperature dependence of X18H10T and X18H8 austenitic steels are given for a broad temperature interval (4,2-300 K). The expediency of these steels application in the equipment manufacture of cryogenic engineering is considered.*



## РЕСУРСНЫЕ ИСПЫТАНИЯ И ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ КРЫЛЬЧАТКИ ВАКУУМНОГО НАСОСА ДОИЛЬНОГО АГРЕГАТА

Гринченко А.С., канд. техн. наук, Алферов А.И., аспирант  
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Описана методика и оборудование для проведения ускоренных ресурсных испытаний. Приведены результаты испытаний и построена линейная регрессионная модель повреждения крыльчатки.*

Использование водокольцевых вакуумных насосов в составе доильных агрегатов широко распространено и давно используется на практике. Одним из основных элементов таких насосов является крыльчатка, которая, как правило, изготавливается из металла. При изготовлении крыльчатки было предложено [1] заменить металл на полипропилен. Такая замена позволяет достичь значительного снижения себестоимости. Однако, в связи с тем, что у полипропилена при температурах начиная от 20 °С возможно проявление ползучести [2], т.е. появление остаточных деформаций после снятия нагрузки, необходимо учесть это явление и проведя ресурсные испытания оценить уровень долговечности модернизированной крыльчатки. При этом возникает необходимость рационального планирования и проведения ресурсных испытаний вакуумного насоса доильного агрегата.

Для проведения ресурсных испытаний водокольцевого вакуумного насоса был использован стенд, схема которого представлена на рис. 1. За основу стенда была принята силовая установка агрегата индивидуального доения МДА-1.

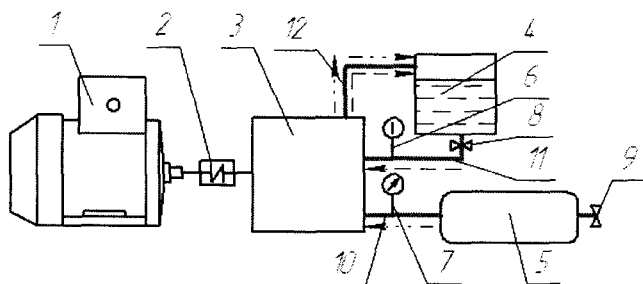


Рис.1 Схема стенда для проведения ускоренных ресурсных испытаний водокольцевого вакуумного насоса агрегата индивидуального доения: 1 – электродвигатель; 2 – муфта; 3 – вакуумный насос; 4 – бак; 5 – ресивер; 6 – термометр; 7 – индикатор КИ – 4840; 8 – кран подачи рабочей жидкости из бака в насос; 9 – кран для обеспечения вакуума в доильном аппарате; 10 – канал для обеспечения вакуума в ресивере; 11 – канал для подачи рабочей жидкости из бака в насос; 12 – канал отвода воздуха и рабочей жидкости из насоса.

Для контроля температуры подаваемой в насос рабочей жидкости (воды) на канале 11 был установлен термометр 6 со шкалой (0...100С°) с ценой деления 1С°. Для определения производительности и обеспечения возможности регулировки режимов работы вакуумного насоса испытательный стенд оснащен индикатором КИ-4840 конструкции Рижского ГСКБ.

Экспериментальная установка, на которой проводились испытания, показана на рис. 2.

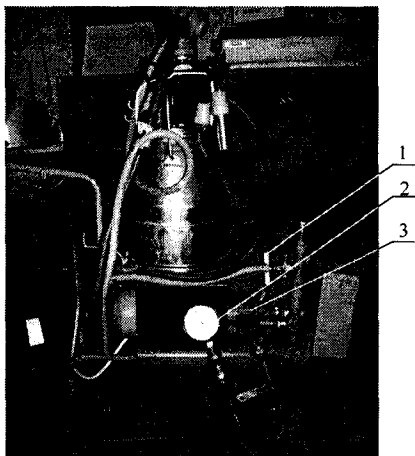


Рис. 2. Экспериментальная установка: 1 – термометр; 2 – индикатор КИ – 4840; 3 – вакуумный насос.

При проведении ускоренных ресурсных испытаний на стенде использован следующий порядок проведения испытаний. После установки насоса с экспериментальным образцом крыльчатки, обеспечивалась герметичность насоса и передача крутящего момента от электродвигателя посредством муфты сцепления к насосу. Также выполнялись условия герметичности всех соединительных шлангов и переходников индикатора КИ - 4840. Уровень воды в баке не превышал 200 мм, чем предотвращалось попадание воды в патрубок, служащий для отвода воздуха и воды из насоса. В процессе испытаний не допускалось снижение уровня воды в баке менее 70 мм

от дна, чем обеспечивалось бесперебойное обеспечение насоса водой и предотвращение попадания в него воздуха через патрубок, служащий для подачи воды в насос. Установив на нанесенной шкале отсчета целых условных единиц расхода индикатора КИ – 4840 цифру «5», снимались показания термометра. Запуск доильного агрегата производился в условиях отсутствия подачи воды из бака в насос (кран подачи воды из бака в насос был закрыт). После 5 – 10 сек. работы агрегата включалась подача воды. С помощью вакуумкрана перекрывался доступ подачи воздуха в систему. Вращением барабана на цилиндрической поверхности корпуса индикатора КИ – 4840 устанавливалась стрелка вакуумметра индикатора КИ – 4840 напротив красной отметки на циферблате вакуумметра, что соответствует величине вакуума, необходимого для качественного и безопасного доения коров, который находится в пределах 48 – 53 кПа [3]. Такой режим работы насоса следует считать эксплуатационным. В случае необходимости задания жесточенного режима работы насоса барабан на цилиндрической поверхности корпуса индикатора закручивался до упора. После чего снимались показания индикатора КИ – 4840. Указанные выше показания приборов снимались через каждые 5 мин. до режима установившейся температуры, а затем через каждый час работы установки. Каждый час производился

замер уровня воды в баке и при необходимости производился долив. Режимы испытаний устанавливались согласно разработанной методике испытаний.

Проведение ускоренных ресурсных испытаний с комбинированными режимами нагружения и оценкой величины повреждения крыльчатки водокольцевого вакуумного насоса вследствие ползучести полипропилена осуществлялось на четырех крыльчатках. Режимы нагружения соответствовали эксплуатационному и ужесточенному режимам работы насоса. Доли времени работы в каждом режиме обозначены:  $\alpha_1$  – в ужесточенном,  $\alpha_2$  – в эксплуатационном режимах. Задание нужного режима нагружения проводилось дросселированием с помощью индикатора КИ – 4840. Эксплуатационный режим соответствовал нормативной величине вакуума, установленного для процесса доения. При таком режиме установившаяся температура воды в насосе находилась в диапазоне 60 – 65 °С. Ужесточенный режим достигался путем максимального перекрытия подачи воздуха из атмосферы в ресивер доильной установки, что повышало температуру воды в насосе до 75 – 78 °С. Ужесточенный режим нагружения находился на верхней границе диапазона эксплуатационных режимов работы вакуумной установки индивидуального доения. Оценка величины деформаций ползучести материала крыльчатки осуществлялась разработанным ранее методом, изложенным в [4]. Для каждой испытывавшейся крыльчатки выбирался свой комбинированный режим, отличающийся долями времени работы  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  [5]. Выбранные режимы нагружения, а также средние значения относительной величины накопленных при испытаниях остаточных деформаций ползучести представлены в табл. 1.

Таблица 1

№ крыльчатки	$\alpha_1$	$\alpha_2$	Общее время нагружения, ч.	Относительная (по отношению к 1 мм) деформация ползучести $\bar{d}$
1	1	0	80	0,2322
2	0,47	0,53	170	0,3644
3	0,333	0,667	150	0,2018
4	0,25	0,75	160	0,2112

При проведении испытаний ускорение достигалось не только за счет ужесточения режима нагружения, но и за счет сокращения периода испытаний до величины, при которой методом, изложенным в [4] возможно достоверное измерение остаточной деформации.

Показатель  $\bar{d}$  (табл. 1) определялся как среднее значение по каждой крыльчатке величин [5, 6] отношений

$$d_i = \frac{\Delta_i}{\Delta_n} \leq 1, \quad (1)$$

где  $\Delta_n = 1$  мм – предельная величина деформации,  $\Delta_i$  – деформация  $i$ -ой лопатки.

При проведении испытаний в качестве предельного было принято состояние крыльчатки, при котором за счет ползучести материала лопаток их деформация (в среднем) приводит к касанию стенки корпуса и началу изнашивания крыльчатки.

Линейная регрессионная модель повреждаемости крыльчатки задается выражением [5, 6]:

$$\frac{t_3}{T_3} + \frac{t_y}{T_y} = 1, \quad (2)$$

где  $T_3$  и  $T_y$  – средние величины ресурса крыльчатки в эксплуатационном и ужесточенном режимах;  $t_y$ ,  $t_3$  – составляющие ресурса, выработанные в ужесточенном и эксплуатационном режимах испытаний соответственно.

Определение среднего ресурса крыльчатки в эксплуатационном и ужесточенном режимах производилось с помощью зависимостей:

$$T_3 = \frac{\sum_{i=1}^n t_{3i}^2 \sum_{i=1}^n t_{yi}^2 - \left( \sum_{i=1}^n t_{yi} t_{3i} \right)^2}{\sum_{i=1}^n t_{3i} \sum_{i=1}^n t_{yi}^2 - \sum_{i=1}^n t_{yi} \sum_{i=1}^n t_{yi} t_{3i}}; \quad T_y = \frac{\sum_{i=1}^n t_{3i}^2 \sum_{i=1}^n t_{yi}^2 - \left( \sum_{i=1}^n t_{yi} t_{3i} \right)^2}{\sum_{i=1}^n t_{yi} \sum_{i=1}^n t_{3i}^2 - \sum_{i=1}^n t_{3i} \sum_{i=1}^n t_{yi} t_{3i}}, \quad (3)$$

где  $t_{yi} = \frac{\tau_{yi}}{d_i}$ ;  $t_{3i} = \frac{\tau_{3i}}{d_i}$ ;  $\tau_{yi}$ ,  $\tau_{3i}$  – составляющие наработки  $i$ -ой лопатки в ужесточенном и эксплуатационном режимах испытаний соответственно;  $n$  – количество испытанных лопаток.

Результаты испытаний и данные, необходимые для оценивания параметров  $T_3$  и  $T_y$  приведены в табл. 2.

Таблица 2

№ крыльчатки	№ лопатки	$\tau_y$ , ч	$\tau_3$ , ч	$d$	$t_y$ , ч	$t_3$ , ч
1	1	80	-	0,2367	338	0
	2	80	-	0,2292	349	0
	3	80	-	0,2307	347	0
2	4	80	90	0,3536	226	254,5
	5	80	90	0,3575	224	252
	6	80	90	0,3838	208,5	234,5
	7	80	90	0,3628	220,5	248
3	8	50	100	0,2091	239	478
	9	50	100	0,1947	257	513,5
	10	50	100	0,1999	250	500
	11	50	100	0,2057	243	486
	12	50	100	0,193	259	518
	13	50	100	0,2088	239,5	479
4	14	40	120	0,20901	191	574
	15	40	120	0,21975	182	546
	16	40	120	0,20832	192	576
	17	40	120	0,21138	189	568
	18	40	120	0,20556	194,5	584
	19	40	120	0,21288	188	564
$\Sigma$					4537	7375,5

Используя результаты испытаний, приведенные в табл. 2, при  $n = 19$  по формулам (3) оценены параметры линейной регрессионной модели повреждаемости:  $T_z = 1448,5$  ч. и  $T_y = 330,6$  ч.

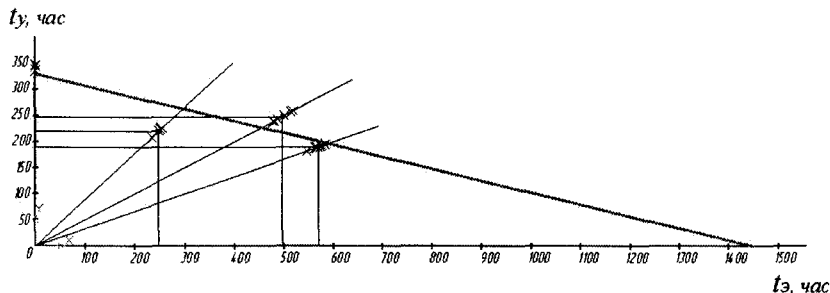


Рис. 3. График линейной модели повреждаемости при испытаниях полипропиленовой крыльчатки в комбинированном режиме.

На рис. 3 показана линейная регрессионная модель повреждаемости крыльчатки, на которой точками отображены осредненные значения остаточной деформации ползучести, а результаты испытаний отдельных лопаток в каждой крыльчатке изображены крестиками.

#### Выводы:

1. Разработаны методика и оборудование для проведения ускоренных ресурсных испытаний полипропиленовых крыльчаток водокольцевых вакуумных насосов доильных агрегатов. Проведение сокращенных ресурсных испытаний в комбинированных режимах нагружения позволило ускорить получение информации о ресурсе в 10,34 раза.
2. Оценка прогнозируемого среднего ресурса полипропиленовой крыльчатки, использующая линейную модель суммирования повреждений по деформациям ползучести лопаток показала, что средний ресурс составляет не менее 1448 часов непрерывной работы доильного агрегата, что эквивалентно 14480 – 17376 дойкам.

#### Список литературы

1. Гринченко А. С., Алферов А. И. Обеспечение эффективности и работоспособности водокольцевых вакуумных насосов в агрегатах индивидуального доения // Техніко-технологічні аспекти розвитку та випробування нової техніки і технологій для сільського господарства України: Збірник наукових праць / Укр. НДІ прогнозування техніки і технологій для с.-г. виробництва імені Л. Погорілого. – Дослідницьке, 2005. – Вип. 8 (22), кн. 2. – С. 56-60.
2. Молчанов Ю.М. Физические и механические свойства полиэтилена, полипропилена и полиизобутилена. Рига, «Зинатне», 1966. 112 с.
3. Мельников С.В. Технологическое оборудование животноводческих ферм и комплексов. – 2-е изд., перераб. и доп. – Л.: Агропромиздат. Ленингр. отд-

ние, 1985. – 640с.

4. Гринченко А. С., Алферов А. И. Определение остаточных деформаций крыльчатки водокольцевого вакуумного насоса с применением компьютерных технологий.//Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка: Механізація сільськогосподарського виробництва. – Харків, 2006. – Вип. 44, том 2.
5. Гринченко А. С., Методы проведения и анализ результатов ускоренных ресурсных испытаний при комбинированных режимах нагружения.//Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка: Механізація сільськогосподарського виробництва. – Харків, 2005. – Вип. 41.
6. Анілович В.Я., Грінченко О.С., Карабін В.В. та ін. Міцність та надійність машин. – К.: Урожай, 1996. – 288 с.

#### **Анотація**

#### **Ресурсні випробування та оцінка довговічності крыльчатки вакуумного насоса доїльного агрегату**

*Описана методика і обладнання для проведення прискорених ресурсних випробувань. Приведені результати випробувань і побудована лінійна регресійна модель пошкоджуваності крыльчатки.*

#### **Abstract**

#### **Resource tests and estimation of longevity of shoulder-blade vacuum pump of milking aggregate**

*A method and equipment for conducting of speed-up resource tests is described. The results of tests are resulted and the linear regressive model of damage of shoulder-blade is built.*

## ОЧИСТКА ШАХТНОГО МЕТАНА ПОЛИМЕРНЫМИ ФИЛЬТРУЮЩИМИ МАТЕРИАЛАМИ

Калужный А. Б., Калужный Б. Г.

*(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)*

*Методом компьютерного моделирования получены основные структурные параметры высокопроницаемых полимерных фильтрующих элементов на основе фторопласта-4 с гладкой наружной поверхностью для фильтров-сепараторов шахтного метана.*

Министерство охраны окружающей природной среды одобрило проект утилизации шахтного метана на АП “Шахта им. Засядько”. В настоящее время на шахте установлена электростанция мощностью 66 МВт по теплу и энергии, в которой используется 12 когенерационных модулей производства австрийской фирмы JENbacher. Всего планируется установить 22 таких модуля, которые будут ежегодно производить 540 млн кВтч э/э, перерабатывая 250-300 млн м<sup>3</sup> шахтного метана. Ориентировочно себестоимость 1 кВтч при полном освоении программы оценивается в 0,08 коп [1].

Стабильная работа когенерационных модулей может быть обеспечена качественной очисткой шахтного метана поступающего на их вход. Центробежные очистители не дают качественной очистки, а сетчатые фильтры, которыми укомплектовываются модули, не обеспечивают очистку от частиц механических примесей размерами менее 5 мкм, быстро засоряются более крупными частицами, требуют частой смены и регенерации. Поэтому возникла необходимость в установке дополнительных фильтров для предварительной очистки шахтного метана.

Анализ существующих фильтров и устройств показал, что для очистки шахтного метана наиболее эффективными являются фильтры сепараторы для очистки и подготовки природного газа [2, 3], которые комплектуются пористыми фильтрующими элементами на основе фторопласта-4.

Технологический режим работы фильтра-сепаратора позволяет на протяжении всего периода эксплуатации обеспечивать на гидрофобной фильтрующей поверхности устойчивую пленку жидкости (воды и газового конденсата), удаляющую механические загрязнения с поверхности фильтропакета [3]. Такой гидродинамический режим обеспечивает незагрязняемость фильтроэлементов и постоянный перепад давления на фильтре-сепараторе.

Так как шахтный метан подается на вход когенерационного модуля с давлением не более 300 мбар основным эксплуатационным требованием к фильтру сепаратору является малое гидравлическое сопротивление, которое должно быть не более 50 ...100 мбар. Гидравлическое сопротивление, в свою очередь, зависит от режима течения фильтруемого вещества, его параметров (вязкость, плотность) и параметров поровой структуры (пористость, средний диаметр пор,

коэффициент извилистости поровых каналов, шероховатость поверхности пор).

С целью выбора фильтрующих элементов для фильтра-сепаратора были проведены исследования пневматических характеристик на 3-х типах высокопористых материалов на основе фторопласта-4 с различной толщиной очистки (5, 20, 40 мкм). На каждом режиме фильтрации определялось давление воздуха до и после фильтрующего материала и секундный расход воздуха. Гидравлические характеристики полимерных фильтрующих элементов, имеющих форму полого цилиндра с наружным диаметром 152 мм, внутренним диаметром 130 мм и высотой 205 мм, приведены на рис.1.

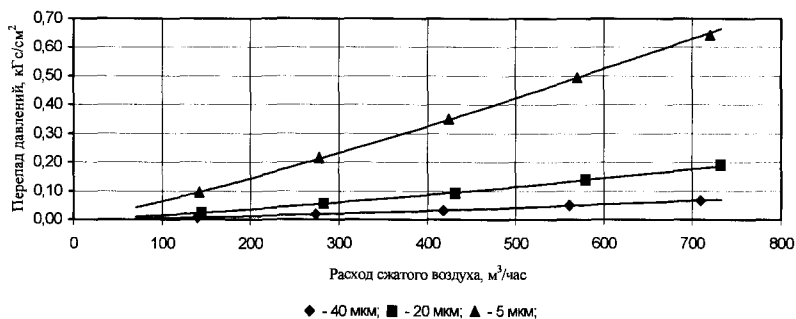


Рис. 1. Пневматические характеристики фильтрующих элементов ФЭП 152-130-205 с различной толщиной очистки.

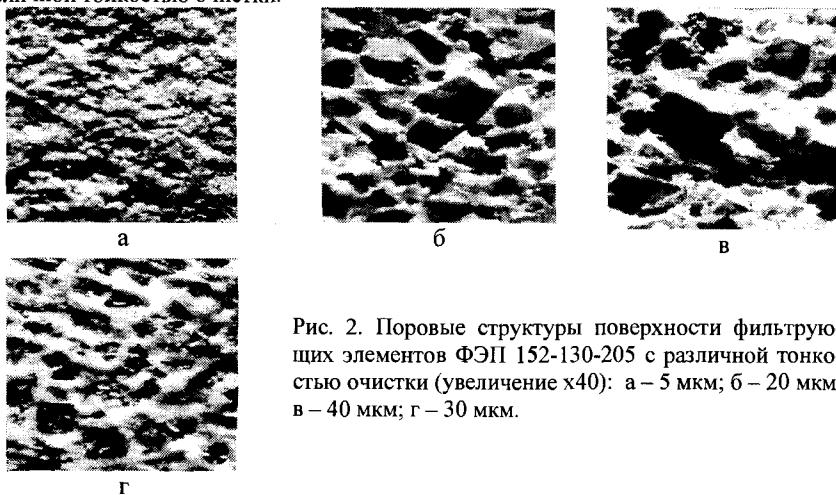


Рис. 2. Поровые структуры поверхности фильтрующих элементов ФЭП 152-130-205 с различной толщиной очистки (увеличение x40): а – 5 мкм; б – 20 мкм; в – 40 мкм; г – 30 мкм.

Из анализа пневматических характеристик видно, что цилиндрические полимерные фильтрующие элементы толщиной фильтрации 5 мкм с гладкой наружной поверхностью (рис. 2 а) имеют повышенное гидравлическое сопротивление. Фильтроэлементы с толщиной фильтрации 20 и 40 мкм (рис 2 б, в) имеют удовлетворительное гидравлическое сопротивление, однако шероховатость поверхности этих элементов не позволяет формировать на их поверхности ус-



тойчивую жидкостную пленку, а следовательно не обеспечивается режим самоочистки фильтрующих элементов.

Поэтому возникла необходимость в разработке высокопроницаемых фильтрующих элементов имеющих гладкую поверхность. С использованием компьютерной модели пористого тела [3, 4] были определены оптимальная форма (сфера) и дисперсный состав порообразователя (70-140 мкм – 21 %; 140-350 мкм – 29 %; 350-500 мкм – 50 %), объемная пористость фильтроматериала (79,5 %), обеспечивающие заданные эксплуатационные свойства.

По доработанному технологическому регламенту были изготовлены экспериментальные образцы полимерных фильтрующих элементов, пневматическая характеристика которых представлена на рис. 3.

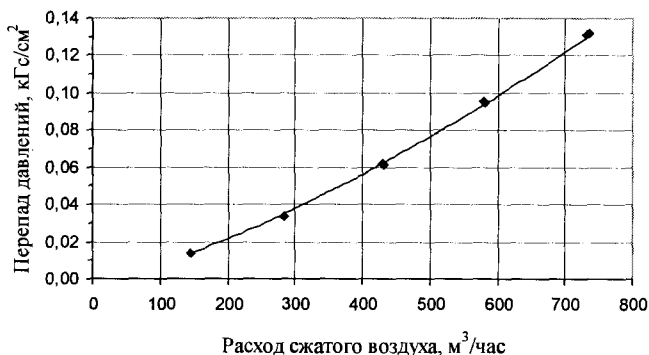


Рис.3. Пневматическая характеристика экспериментального фильтрующего элемента ФЭП 152-130-205 с толщиной фильтрации 20 мкм.

Таблица 1.

Рабочая среда	Шахтный газ с капельной жидкостью и механическими примесями
Режим работы	Непрерывный
Производительность, м³/ч	3000-1700
Рабочее давление, мбар	150-350
Тонкость очистки, мкм	5...20
Содержание мехпримесей, мг/м³:	
- на входе, не более	200
- на выходе, не более	0,1 размером не более 4 мкм
Содержание воды, л/мин:	
- на входе, не более	20
- на выходе, не более	отсутствует
Рабочая температура, °С	-30...+50
Температура шахтного газа, °С	+15...+40
Масса, кг	2500
Габаритные размеры, мм	
- диаметр	2400
- высота	3500

Как видно из рис. 1 и рис. 3 разработанные экспериментальные образцы с гладкой поверхностью (рис. 2 г) имеют пневматическое сопротивление близкое к фильтрующим элементам с толщиной фильтрации 40 мкм, при этом обеспечивают тонкость фильтрации 30 мкм.

Данные фильтроэлементы были использованы в фильтре-сепараторе для очистки шахтного газа на АП "Шахта им. Засядько". Технические характеристики фильтра-сепаратора приведены в табл. 1.

#### Список литературы

1. Энерго Бизнес № 12 (443), 14 – 20 марта 2006.
2. Патент РФ №2201278.
3. Патент РФ №2106180.
4. Калюжный А.Б., Платков В.Я., Сычев А.Н. Компьютерное моделирование поровой структуры фильтрующих материалов // Вісник Інженерної академії України 2000. Харків, 2000. - С. 554-556.
5. Kalyuzhny A.B., Platkov V.Ya. Structure of porous materials and their permeability: determination by computer-aided simulation // Functional Materials. - 2001. - Vol. 8, №1. - P. 90-93.

#### Анотація

##### **Очищення шахтного метану полімерними фільтруючими матеріалами**

*Методом комп'ютерного моделювання отримані основні структурні параметри високопроницаемых полімерних фільтруючих елементів на основі фторопласта-4 із гладкою зовнішньою поверхнею для фільтрів-сепараторів шахтного метану.*

#### Abstract

##### **Clear of mine methane by polymeric filtering material**

*Method of computer modelling are received main structure parameters of high permeable polymeric filtering elements on the base Fluoroplast-4 with the smooth by the external surface for filter - separators mine methane.*

## ПРОЧНОСТЬ И ЖЕСТКОСТЬ СОСТАВНОЙ БАНДАЖИРОВАННОЙ МАТРИЦЫ ДЛЯ ПРЕССОВАНИЯ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА

Лавинский В.И., докт. техн. наук, Лукьянов И.М., ассистент

*(Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства им. П.Василенко)*

*В статье изложен один из возможных подходов для оценки работоспособности составной матрицы пресса для формовки порошкового материала. Обосновано моделирование матрицы в классе структурно связанных систем, что позволило получить достаточные условия прочности и жесткости отдельных элементов матрицы.*

**1. Введение.** Современное состояние формообразующей технологической оснастки во многих сферах производства определяется в основном по критериям долговечности и стойкости. Поэтому проектирование штампов и матриц проводится, как правило, на основе анализа напряженно-деформированного состояния с привлечением соответствующих прочностных оценок, позволяющих прогнозировать характеристики долговечности и стойкости штампового инструмента. Сказанное в полной мере относится и к условиям проектирования матриц для уплотнения пористых и порошковых материалов.

Во многих областях производства находят применение технологии, основанные на использовании пористых и порошковых материалов. Высокая стоимость сырья и большой ассортимент изделий предопределяют актуальность проблем, связанных с созданием и развитием методов расчета и проектирования оборудования для уплотнения таких материалов.

Главным конструктивным элементом такого оборудования является матрица, в которой и происходит уплотнение пористого исходного материала. Ввиду тяжелых эксплуатационных условий работы формообразующих элементов конструкции матриц выполняются в виде составных конструкций, состоящих из совокупности составленных тел различной геометрии, отвечающих форме прессуемого объекта.

Целью настоящей работы является обоснование и развитие метода расчета параметров напряженно-деформированного состояния в классе структурно связанных технологических систем [1] для одного вида составных бандажированных матриц, используемых для прессования порошковой смеси в форму прямоугольной геометрии. На основе результатов анализа распределений параметров напряженно-деформированного состояния разработанной механико-математической модели составной матрицы представлены критериальные оценки прочности и жесткости.

**2. Механико-математическая модель.** Предлагаемая конструкция матрицы для уплотнения исходной смеси в форму параллелепипеда объемом  $L \times B \times h$  представляет собой составную конструкцию, показанную на рис. 1.

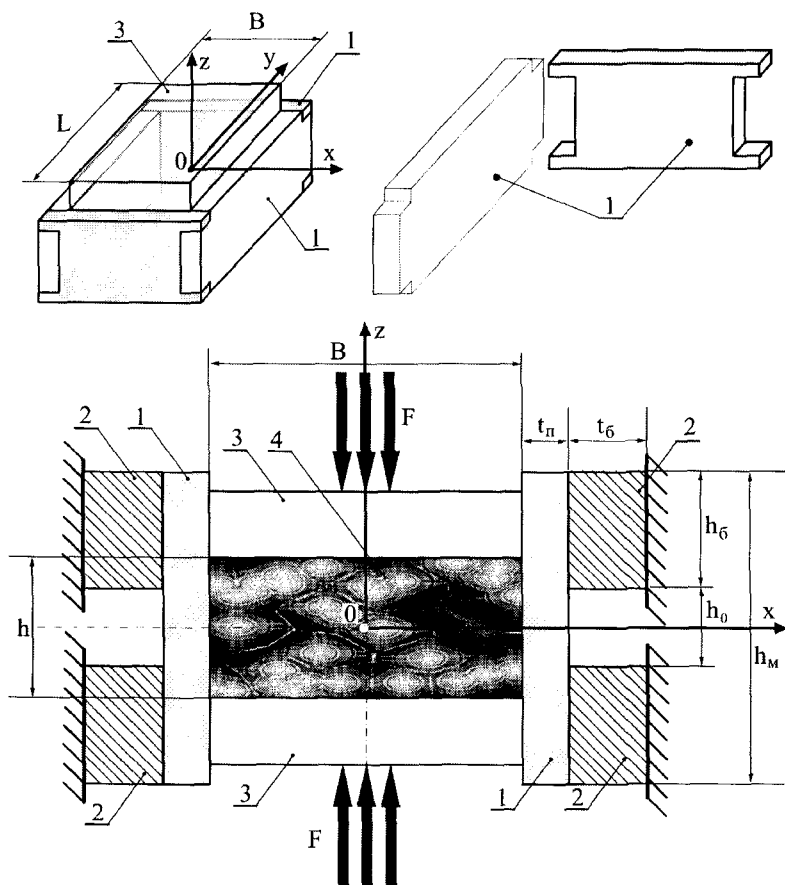


Рис. 1. Расчетно-конструктивная схема составной матрицы: 1- формообразующие пластины; 2 – бандажные обоймы; 3 – пластины пуансонов; 4- порошковая смесь.

В процессе уплотнения порошкового материала 4, некоторый объем которого изначально помещается во внутреннюю полость, образованную формообразующими пластинами 1, пластины пуансонов 3 строго в вертикально направлении (по оси  $Z$ ) перемещается без зазора в полость матрицы. При этом создаются сжимающие нагрузки в объеме смеси, которые при уплотнении приводят к возникновению контактных давлений на соответствующих поверхностях пластин 1. Формообразующие пластины связаны системой бандажных обойм 2, через которые и опираются на жесткие направляющие ячеек пресса.

К характерным составным частям рассматриваемых в работе матриц относятся формообразующие пластины 1 и элементы бандажных обойм 2, количество которых определяется технологическими требованиями. Формообразую-

щие пластины предназначены для обеспечения требуемой формы готового изделия. К этим пластинам предъявляются повышенные прочностные требования, связанные в первую очередь с геометрической неизменностью рабочей поверхности при деформировании порошкового материала. Поэтому в точках рабочей поверхности формообразующих пластин недопустимо появление зон пластических деформаций.

Таким образом, требование неизменности поверхности формообразующих пластин позволяет сформулировать условие прочностной работоспособности матрицы в виде объединения неравенств:

$$\{\sigma_i < \sigma_m^{пластины}\} \cup \{U_{max} < U^{пластины}\}, \quad (1)$$

где  $\sigma_i, U_{max}$  - интенсивность напряжений и полное максимальное перемещение в точках рабочей поверхности формообразующей пластины;  $\sigma_m^{пластины}$  - предел текучести материала пластины;  $U^{пластины}$  - технологически допускаемые перемещения рабочей вставки.

Бандажные обоймы являются необходимым элементом матрицы для того, чтобы выдержать требуемые размеры в рамках требуемых конструктивно-технологических допусков, т.к. даже при отсутствии пластических деформаций перемещения формообразующих пластин могут быть недопустимыми.

Таким образом, расчет напряженно-деформированного состояния должен быть выполнен, как с целью анализа параметров конструктивной прочности составляющих элементов матрицы, так и с целью оценки жесткостных характеристик в первую очередь формообразующих пластин.

Учет явлений деформирования порошкового материала необходим для получения достоверной картины распределения давлений на внутреннюю поверхность формообразующих пластин. В большинстве случаев задача по определению характера распределения и величины нагрузки сводится к теоретическому (в качественно-физическом плане) или экспериментальному исследованию напряженно-деформированного состояния пластически деформируемого пористого или порошкового материала без учета реального состояния инструмента [2]. Далее полученные данные используют в качестве граничных условий для расчета непосредственно матриц. При этом, как правило, вводятся упрощающие предположения, сводящиеся в основном к тому, что пренебрегается влиянием контактного взаимодействия матрицы и деформируемого пористого материала, который или отбрасывается, или заменяется абсолютно твердым телом [3].

Для достоверного задания нагрузок, действующих на рабочую поверхность формообразующих пластин со стороны уплотняемой смеси в процессе ее деформирования, по нашему мнению, является использование методики, при которой одновременно определяют напряженно-деформированное состояние в пластически деформирующейся среде порошкового материала и в инструменте с учетом взаимного влияния его элементов друг на друга. При решении задачи по определению нагрузки, необходимо учитывать контактное взаимодействие элементов составной матрицы для выяснения законов распределения реальных

контактных напряжений на рабочей поверхности формообразующих пластин.

В данной работе в начальном приближении приняты предположения, связанные с физическими законами деформирования элементов описанной структуры. Для материала составляющих конструктивных элементов (элементы бандажных обоев, пластин пуансонов) использована модель линейно упругого материала, т.к. при достижении предела текучести в этих элементах дальнейший анализ не имеет смысла. Для материала формообразующих пластин использована модель упруго-пластического материала, позволяющая прогнозировать уровни развиваемых перемещений на рабочих поверхностях формообразующих пластин для последующего анализа условия (1) с целью выбора геометрической конфигурации и технологии изготовления таких элементов матрицы. Кроме этого, предполагаем, что выполняются условия простого нагружения, приводящие к известным условиям деформационной теории пластичности.

Более сложные физические модели в материале должны отвечать процессам деформирования в среде порошкового материала. Известно, что в процессе формообразования деформирование заготовки происходит в условиях пластического течения, при котором возникают значительные пластические деформации.

Отдельные конструктивные элементы матрицы различным образом взаимодействуют друг с другом. При расчетах учтено, что контактное взаимодействие формообразующих пластин и элементов бандажной обоемы между собой осуществляется с кулоновским трением. Предполагается также оценить влияние введения первоначального деформированного состояния в виде предварительного натяга бандажных обоев. Между формообразующими пластинами и деформируемой средой порошкового материала приняты условия контактного взаимодействия с трением по закону Прандтля [2] на соответствующих площадках.

**3. Основные уравнения состояния.** При принятых выше допущениях, обобщенные уравнения состояния при холодном уплотнении порошкового материала приняты в виде тензорно-линейных соотношений:

$$\varepsilon_{ij} = A_{ijkl} \sigma_{kl}, \quad (2)$$

где  $\sigma = \sigma_{ij}$ ,  $\varepsilon = \varepsilon_{ij}$  тензоры напряжений и деформаций;  $A_{ijkl}$  - компоненты тензора, которым определяются свойства деформирования материала.

Описанную структуру составной матрицы, состоящую из разных материалов можно рассматривать в виде кусочно-однородных областей с различными физико-механическими свойствами в пределах однородных областей. Так, например, для элементов бандажных обоев в пределах упругого деформирования соотношения (2) отвечают обобщенному закону Гука.

Для упруго-пластического деформирования формообразующих пластин приведенные соотношения в форме переменных параметров упругости соответствуют теории малых упруго-пластических деформаций Ильюшина, причем компоненты тензора  $A_{ijkl}$  определяются в виде:

$$A_{ijkl} = \frac{1}{E_*} [(1 + \nu_*) \delta_{ik} \delta_{jl} - \nu_* \delta_{ij} \delta_{kl}], \quad (3)$$

где  $E, \nu$  - переменные параметры упругости, которые имеют известные выражения через интенсивности напряжений и деформаций, отвечающих диаграмме деформирования. Соотношения (2), (3) являются справедливыми для простых или близких к ним процессах нагружения.

Для сложных процессов нагружения целесообразно использовать теории пластического течения. В работе использована теория Прандтля-Рейса с соотношениями:

$$d(\varepsilon_{ij})_p = \frac{1}{2G} \left[ d\sigma_{ij} - \delta_{ij} \frac{3\nu}{1+\nu} d\sigma_0 \right] + \frac{1}{\sigma_i} \sqrt{\frac{3}{2} d(\varepsilon_{ij})_p d(\varepsilon_{ij})_p (\sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_0)}. \quad (4)$$

К уравнениям (4) добавлена зависимость между интенсивностью напряжений и мерой пластической деформации в виде  $\sigma_i = H(\chi(\varepsilon_i^p))$  и теория пластичности, ассоциированная с условиями пластичности для изотропных материалов с трансляционным анизотропным упрочнением:

$$d\varepsilon_{ij} = A_{ijkl} d\sigma_{ij}. \quad (5)$$

**4. Результаты исследований.** В настоящее время наиболее используемым практическим приближенным методом решения задачи о напряженно-деформированном состоянии в телах сложной геометрической формы является метод конечных элементов. В данной работе расчеты были выполнены с помощью авторского программного конечно-элементного комплекса SPACE-T, созданного на кафедре сопротивления материалов НТУ "ХПИ" [4].

В соответствии с принятой расчетной схемой матрицы (рис.1) были сформированы граничные условия в смешанной форме. Проведена серия квазистатических расчетов с целью оценки влияния отдельных геометрических параметров структуры матрицы на ее напряженно-деформированное состояние. Основные исходные параметры были приняты следующими. Усилие формовки порошковой смеси равно  $F = 150$  кН. Размеры внутренней полости в плане приняты -  $L = 250$  мм,  $B = 100$  мм; полная высоты матрицы -  $h_m = 150$  мм; высота готового изделия -  $h = 75$  мм; толщина формообразующих пластин -  $t_n = 10$  мм. В качестве материала формообразующих пластин принята сталь 40Х (закалка  $840^\circ\text{C}$ , отпуск  $180...200^\circ\text{C}$ ), предел текучести которой  $\sigma_m = 1280$  МПа; элементы бандажа изготовлены из стали 45. В данных расчетах пластины пуансонов приняты абсолютно жесткими.

Рассчитанные компоненты тензора напряжений позволили вычислить значение интенсивности напряжений  $\sigma_i$ , по величине которого прогнозируем начало пластических деформаций в трехосном напряженном состоянии по теории пластичности Мизеса

Анализ деформированного состояния матрицы показал, что наибольшие перемещения возникают в точках поверхностей формообразующих пластин в средних областях, т.е. в окрестностях линий  $z = 0, \quad x = \pm \frac{B}{2}$  для длинных пластин и  $z = 0, \quad y = \pm \frac{L}{2}$  для коротких. На рис.2 показано сплошной линией рас-

пределение полного перемещения в указанных точках рабочей поверхности для длинных пластин в момент времени, отвечающий окончанию режима формовки смеси. Штриховой линией отмечены остаточные перемещения, соответствующие возникающим пластическим деформациям в поверхностных слоях формообразующих пластин. Отметим, что по технологическим требованиям появление даже незначительных по величине остаточных перемещений не допускается. Это связано с многократным режимом нагружения этих пластин. Поэтому в реальных условиях эксплуатации таких матриц толщина формообразующих пластин составляет величину  $t_n = 11...13$  мм.

Из характера распределения интенсивности напряжений в объеме матрицы были установлены зоны повышенных напряжений, которые располагаются в окрестности угловых областей матрицы – зонах концентрации напряжений. Анализ влияние протяженности бандажной обоймы  $h_b$  на напряженное состояние показал, что с увеличением  $h_b$  происходит заметное снижение максимальных интенсивностей напряжений в опасных зонах матрицы. В предельном случае, когда  $h_m = 2h_b$ , зоны концентрации напряжений практически исчезают.

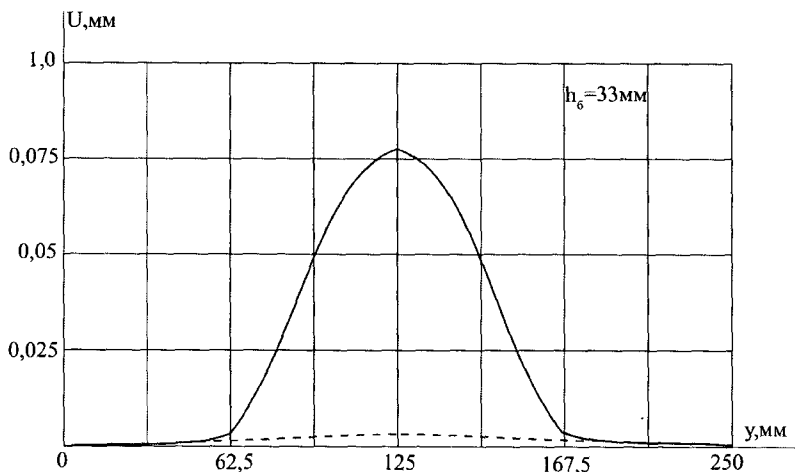


Рис.2. Распределение полных перемещений в точках рабочей поверхности формообразующей пластины.

**5. Выводы.** В статье дано обоснование возможности моделирования составных матриц в классе структурно связанных систем, что позволяет с заданной степенью достоверности получить прогноз на величины габаритных параметров элементов матрицы по критериям прочности и жесткости. Показано, каким образом происходит оценка толщины формообразующей пластины по уровню остаточных перемещений. Результаты могут быть приняты в качестве исходной информации для разработки технологических условий уплотнения прямоугольных форм из порошкового материала.



### Список литературы

1. Автономова Л.В., Бондарь С.В., Лавинский В.И. Узагальнена математична модель структурно зв'язаних механічних систем// Вестник НТУ «ХПИ». - Харьков: НТУ «ХПИ». -2003. - Вин. 12. -Т.1 -С.156-160.
2. Друянов Б.А. Прикладная теория пластичности пористых тел. – М.: Машиностроение, -1989г. -168с.
3. Ганаго О.А. и др. Расчет и совершенствование конструкций штампов для холодного выдавливания. – М.: Машиностроение, 1987. – 65с.
4. Бондарь С.В., Зубатый С.С., Киркач Б.Н., Лавинский В.И. Программный комплекс SPACE-T для решения термоупругопластических контактных задач // Республ. межвед. науч. - техн. сборн. «Динамика и прочность машин». –Харьков: ХГПУ, -2000. –Вып.57. –С.24-34.

### Анотація

#### **Міцність і жорсткість складеної бандажованої матриці для пресування порошкового матеріалу**

*В статті викладено один з можливих підходів для оцінки працездатності складеної матриці пресу для формовки порошкового матеріалу. Обґрунтовано моделювання матриці у класі структурно зв'язаних систем, що дозволило отримати достатні умови міцності та жорсткості окремих елементів матриці.*

### Abstract

#### **Strength and inflexibility of component matrix for pressing of powder-like material**

*In the article one of possible approaches is expounded for estimation of capacity of component matrix press for forming of powder-like material. The design of matrix in the class of the structurally linked systems is grounded, that allowed to get the sufficient terms of strength and inflexibility of separate elements of matrix.*

**АМПЛІТУДНО-ЧАСТОТНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОЛИВАЛЬНИХ ПРОЦЕСІВ МОЛОТИЛЬНОГО БАРАБАНА ЗЕРНОЗБИРАЛЬНОГО КОМБАЙНА**

**Приймаков О.Г., канд. техн. наук, Знайдюк В.Г., аспірант**  
 (Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
 им. П. Василенко)

*Проаналізовано розрахункові схеми вала барабана та власне барабана та створено єдину математичну модель їх спільної роботи. Результатом є інженерна методика визначення амплітуд радіальних коливань, частот власних та вимушених коливань в реальних умовах експлуатації.*

**Вступ.** Підвищення надійності та довговічності сільськогосподарського машинобудування – невід’ємна складова успішного розвитку аграрного сектора України. Проте, для забезпечення цих вагомих показників необхідно поліпшувати розрахункову базу для проектувальних та перевірочних розрахунків техніки для сільського господарства, зокрема, зернозбиральних комбайнів. Як відомо, несучі елементи зернозбиральних комбайнів, такі як молотильний барабан, його боковина найбільше піддаються втомному руйнуванню в малоцикловій області в процесі експлуатації. Викликане це значним модуль- та знакозмінним циклічним навантаженням із-за постійного коливального процесу як вала барабана, так і власне барабана.

**Мета роботи.** Отже, метою даної статті є критеріальна оцінка небезпечних циклів навантаження з позиції витривалості міцності та стійкості системи «вал барабана-боковина».

**Аналіз літератури,** [1-15], показує, що така задача і саме в такій постановці розв’язується вперше в вітчизняній практиці.

**Викладення основного матеріалу**

**1. Визначення амплітудно-частотних характеристик коливань вала барабана.** Розглянемо розрахункову схему вала барабана, що є двохопоруною статично визначеною балкою діаметром  $h$  змінної жорсткості.

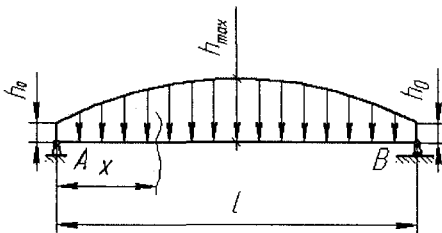


Рис. 1. Розрахункова схема вала барабана.

(рис. 1)  
 Як відомо із [2,3,4] при змінній жорсткості вала умовний діаметр  $h$  та погонна маса  $\mu$  змінюються по гармонічному закону:

$$\begin{cases} h = h_0(1 + \sin \pi x / \ell); \\ \mu = \mu_0(1 + \sin \pi x / \ell); \end{cases} \quad (1)$$

Момент інерції поперечного перерізу знайдемо так:

$$I = I_0(1 + \sin \pi x / \ell)^3, \quad (2)$$

де  $I_0, h_0$  - момент інерції і початковий діаметр крайніх перерізів балки;  $\mu_0$  - погонна маса балки діаметром  $h_0$ .

Скористаємось методом Гальоркіна [1,2], для обчислення одночленного наближення; як базову візьмемо функцію:

$$\Psi_1 = \sin(\pi x / \ell). \quad (3)$$

Що задовольняє всі чотири краєві умови задачі:

$$\Psi_1(0) = \Psi_1''(0) = 0;$$

$$\Psi_1(\ell) = \Psi_1''(\ell) = 0.$$

Скористаємось параметрами форми коливань Рітца, [3,5]:

$$T_{ik} = \int_0^\ell \mu \Psi_i \Psi_k dx; W_{ik} = \int_0^\ell (EI \Psi_i'') \Psi_k dx, \quad (4)$$

де  $EI$  - жорсткість перерізу балки,  $\Psi(x)$  - параметр форми коливань.

Стосовно параметра форми коливань  $\Psi(x)$ , то будемо вважати його  $\Psi(x) \Rightarrow \min$  і будувати у вигляді лінійної суми:

$$\Psi(x) = \sum_{i=1}^n a_i \Psi_i(x), \quad (5)$$

де  $a_i$  - відповідне значення коефіцієнта амплітуди коливань.

В нашому випадку  $T_{ik} = T_{11}$  і  $W_{ik} = W_{11}$ , при цьому:

$$\begin{cases} T_{11} = \mu_0 \int_0^\ell (1 + \sin \frac{\pi x}{\ell}) \sin^2 \frac{\pi x}{\ell} dx = 0.9239 \mu_0 \ell; \\ W_{11} = -\frac{EI_0 \pi^2}{\ell^2} \int_0^\ell [(1 + \sin \frac{\pi x}{\ell})^2 \sin \frac{\pi x}{\ell}]'' \sin \frac{\pi x}{\ell} dx = 3.238 \frac{EI_0 \pi^4}{\ell^3}. \end{cases} \quad (6)$$

Із (6) отримаємо значення основної частоти поперечних (радіальних) коливань вала барабана в першому наближенні:

$$P_1 = \frac{1,8719 \pi^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{EI_0}{\mu_0}}. \quad (7)$$

Для обчислення другого наближення основної частоти беремо за базові функції:

$$\Psi_1(x) = \sin \pi x / \ell; \Psi_2(x) = \sin 3\pi x / \ell. \quad (8)$$

Підставляємо мінімізуючу форму з двома параметрами амплітуди:

$$\Psi(x) = \alpha_1 \sin \pi x / \ell + \alpha_2 \sin 3\pi x / \ell \quad (9)$$

в формули (4) і обчислюємо значення  $T_{11}, T_{12}, T_{22}; W_{11}, W_{12}, W_{22}$ .

$$\begin{cases} T_{11} = 0,924 \mu_0 \ell; T_{12} = T_{21} = -0,085 \mu_0 \ell; T_{22} = 0,828 \mu_0 \ell; \\ W_{11} = 3,238 \frac{EI_0}{\ell^3} \pi^4; W_{12} = W_{21} = -6,98 \frac{EI_0}{\ell^3} \pi^4; W_{22} = 199,83 \frac{EI_0}{\ell^3} \pi^4. \end{cases}$$

Рівняння частот буде мати вигляд:

$$\begin{vmatrix} 0,924 - 3,238\xi & 0,085 - 6,98\xi \\ 0,085 - 6,98\xi & 0,828 - 199,83\xi \end{vmatrix} = 0, \quad (10)$$

де 
$$\xi = \frac{EI_0 \pi^4}{\mu \ell^4 \rho^2} \quad (11)$$

З (11) отримаємо значення основної частоти поперечних (радіальних) коливань вала барабана у другому наближенні:

$$\rho_{II} = \frac{1,781 \pi^2}{\ell^2} \sqrt{\frac{EI_0}{\mu_0}} \quad (12)$$

В третьому наближенні отримано значення  $\rho_{III}$ :

$$\rho_{III} = \frac{1,779 \pi^4}{\ell^2} \sqrt{\frac{EI_0}{\mu_0}}$$

що несуттєво відрізняється від попереднього, другого наближення, тому є сенс обмежитись другим наближенням для  $\rho_{II}$  (формула(12)).

Знаючи величину основної частоти поперечних (радіальних) коливань, можна знайти і інші амплітудно-частотні характеристики коливань вала барабана: амплітуду  $A$ , кругову частоту  $\omega = \frac{2\pi}{T}$ , період коливань  $T = (\omega + \rho)^{-1}$  і т.д.

Вплив радіального навантаження визначаються погонною масою  $\mu$ , а величина  $h_0$  визначиться як максимальне радіальне биття підшипників вала. По мірі зношування пари «шип вала - підшипник» до  $h_0$  слід додати величину  $h_{зп}$ , тому  $h_{max} = h_0 + h_{зп}$ .

Оцінюючи похибку розрахунку основної частоти коливань за методом Гальоркіна, (власне і за методами Рітца, Релея, Бубнова-Гальоркіна також), доцільно скористатись формулою Дж. Темпля, [2,6]:

$$\alpha_{\kappa+1} - \frac{\alpha_{\kappa} - \alpha_{\kappa+1}}{\rho_{II}^2 / \alpha_{\kappa+1}} < \rho_I^2 < \alpha_{\kappa+1}, \quad (13)$$

де  $\alpha_{\kappa}, \alpha_{\kappa+1}$  - послідовні значення коефіцієнта амплітуд.

Для  $\kappa = 1, 2$  знайдемо:

$$\alpha_1 = \frac{\int_0^{\ell} \mu \Psi_0^2(x) dx}{\int_0^{\ell} \mu \Psi_0(x) \Psi_1(x) dx}; \quad \alpha_2 = \frac{\int_0^{\ell} \mu \Psi_0(x) \Psi_1(x) dx}{\int_0^{\ell} \mu \Psi_1^2(x) dx}, \quad (14)$$

де  $\Psi_0(x)$  – початкова форма коливань.

Підводячи підсумок, можна рекомендувати наступну формулу для оцінки амплітуди радіальних коливань вала барабана:

$$A = \frac{h_{max}}{\cos\left(\sqrt{\rho^2 + \omega^2} / T\right)}. \quad (15)$$

**2. Визначення амплітудно-частотних характеристик коливань барабана.** Барабан комбайна знаходиться під дією набігаючої полоси квазірівномірно розподіленого рухомого навантаження. Його (барабана) схема навантаження показана на рис. 2.

В цій системі (рис.2) існує квазістатичний режим, якому відповідає не-

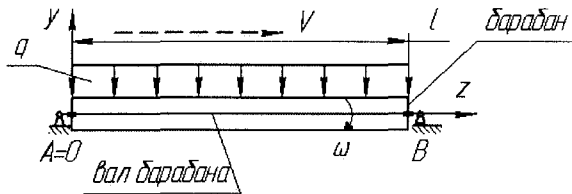


Рис. 2. Дія набігаючої полоси квазірівномірно розподіленого рухомого навантаження на барабан.

не дорівнює його вазі, а визначається сумою ваги  $qdz$  та сили інерції  $-\frac{d^2y}{dt^2} - \frac{q}{g} \cdot \frac{d^2y}{dt^2} dz$ , де  $q$  – інтенсивність дії рухомого навантаження,  $y$  – миттєвий прогин балки, вертикальне прискорення елемента навантаження.

Таким чином, інтенсивність навантаження на балку складає величину:

$$q + p - \frac{q}{g} \cdot \frac{d^2y}{dt^2} = q + p - \frac{q}{g} \cdot \frac{d^2y}{dz^2} V^2, \quad (16)$$

де  $p$  – інтенсивність власної ваги балки;  $V$  – швидкість руху навантаження.

Відповідне цьому диференційне рівняння зігнутої осі балки має вигляд:

$$EI \frac{d^4y}{dz^4} = q + p - \frac{q}{g} \cdot \frac{d^2y}{dz^2} V^2. \quad (17)$$

Прийmemo за початок координат лівий край балки, тоді розв'язок диференційного рівняння (17) можна записати наступним чином:

$$y = \frac{(p+q)\ell^2}{4EIu^2} \left\{ \frac{1}{2}(z^2 - \ell z) + \frac{\ell^2}{u^2} \left[ \frac{\cos\left(\frac{2z}{\ell} - 1\right)u}{\cos u} - 1 \right] \right\}, \quad (18)$$

де введено позначення:

$$u = \frac{V\ell}{2} \sqrt{\frac{q}{gEI}}. \quad (19)$$

Зокрема, найбільший прогин балки – барабана (в середині прольоту, тобто  $z = \frac{\ell}{2}$ ) дорівнює:

$$y\left(\frac{\ell}{2}\right) = \frac{(p+q)\ell^4}{32EIu^2} \left[ \frac{8}{u^2} \left( \frac{1}{\cos u} - 1 \right) - 1 \right]. \quad (20)$$

Отже, і максимальна амплітуда коливань барабана,  $A_{max} = y(\ell/2)$ .

Як бачимо,  $A_{max}$  збільшується з ростом швидкості  $V$  і при  $u = \frac{\pi}{2}$  стає необмеженою. Таким чином, швидкість:

змінна в часі крива згину балки. Одночасно ця крива є траєкторією руху елементів рухомого навантаження (збіжжя). Внаслідок кривизни траєкторії тиск довільного елемента рухомого навантаження

$$V_{кр} = \frac{\pi}{\ell} \sqrt{\frac{gEI}{q}} \quad (21)$$

є критичною. При експлуатації комбайна слід забезпечувати швидкість руху збіжжя по барабану  $V$  в режимі:

$$V < V_{кр}. \quad (22)$$

Умова (22) забезпечує не лише міцність барабана, але й його стійкість, [10].

**2.1. Вільні коливання барабана навколо квазістатичного режиму.** Значний інтерес викликає дослідження вільних коливань навколо квазістатичного режиму барабану, бо конструкція барабана допускає виникнення і підтримання його вільних коливань при деяких перевантаженнях (попадання сторонніх предметів, специфіка культур, що збираються комбайном і т.ін.)

При таких коливаннях зігнута вісь вже не буде залишатись незмінною в часі, а її диференційне рівняння буде функцією двох змінних.

$$y = y(z, t). \quad (23)$$

Інтенсивність сил інерції балки визначається через приватну похідну:

$$r_p = -\frac{\rho}{q} \frac{\partial^2 y}{\partial t^2}. \quad (24)$$

Просторова координата  $z$  елемента навантаження сама залежить від часу в цьому випадку:

$$z = Vt. \quad (25)$$

Тому проекція швидкості елемента рухомого навантаження на вісь  $y$  дорівнює повній похідній:

$$\frac{dy}{dt} = \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial y}{\partial z} \cdot \frac{dz}{dt} = \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial y}{\partial z} V. \quad (26)$$

Аналогічно вертикальне (радіальне) прискорення елемента рухомого навантаження запишемо у вигляді:

$$\frac{d^2 y}{dt^2} = \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial y}{\partial t} \right) + \frac{d}{dt} \left( \frac{\partial y}{\partial z} \cdot V \right). \quad (27)$$

Перший доданок дає:

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial y}{\partial t} \right) = \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 y}{\partial t \partial z} \cdot \frac{dz}{dt} = \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + \frac{\partial^2 y}{\partial t \partial z} V \quad (28)$$

а другий доданок:

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial y}{\partial z} V \right) = \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} V + \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} \cdot \frac{dz}{dt} \cdot V = \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} V + \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} V^2. \quad (29)$$

Отже, шукане прискорення дорівнює:

$$\frac{d^2 y}{dt^2} = \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + 2V \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} + \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} V^2 \quad (30)$$

а, значить,  $r_q$  дорівнює:

$$r_q = -\frac{q}{g} \left( \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + 2V \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} + \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} + \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} V^2 \right). \quad (31)$$

Тепер рівняння зігнутої осі балки (17) перепишемо у вигляді:

$$\frac{\partial^4 y}{\partial Z^4} + \alpha \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + b \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t} + c \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} = 0, \quad (32)$$

де:

$$a = \frac{p+q}{gEI}; b = \frac{2qV}{gEI}; c = \frac{qV^2}{gEI}. \quad (33)$$

Як відомо із [5,10], величина  $b = \frac{\partial^2 y}{\partial z \partial t}$  грає другорядну роль і несуттєво впливає на результат, тому нею можна знехтувати.

Повернемося до спрощеного рівняння:

$$\frac{\partial^4 y}{\partial z^4} + a \frac{\partial^2 y}{\partial t^2} + c \frac{\partial^2 y}{\partial z^2} = 0. \quad (34)$$

Цьому рівнянню і граничним умовам опирання на роликопідшипники задовольняє функція:

$$y = A \sin \frac{n\pi z}{\ell} \sin \omega t, \quad (35)$$

де  $\omega$  – кругова частота коливань.

Підставимо (35) в (34) і отримаємо характеристичне рівняння:

$$\left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^4 - \alpha p^2 - c \left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^2 = 0. \quad (36)$$

З (36) знайдемо власну частоту системи:

$$p = \sqrt{\frac{\left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^4 - c \left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^2}{\alpha}}. \quad (37)$$

Помічаємо, що власна частота  $p$  залежить від швидкості руху навантаження. Критичним слід вважати стан, коли власна частота обертається в нуль, а період – в безкінечність; цей стан визначається умовою:

$$\left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^4 - c \left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^2 = 0. \quad (38)$$

З (38) знаходимо:

$$c = \frac{qV^2}{gEI} = \left(\frac{n\pi}{\ell}\right)^2. \quad (39)$$

Рівність (39) може слугувати критеріальною оцінкою для визначення небезпечних з позиції витривалості циклів навантаження  $n$ .

**3. НДС боковини під внутрішнім тиском.** Нехай кільцева пластинка з радіусами  $a, b$  знаходиться під дією квазірівномірного внутрішнього тиску  $p$  (рис.3)

В роботі [6,11] доведено, що  $a$  може бути у довільному співвідношенні від  $b$ :  $a=f(b)$ . При пружному деформуванні напружений стан боковини визначається відомими формулами Ляме; [5,11]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\rho \alpha^2}{b^2 - a^2} \left( 1 - \frac{b^2}{r^2} \right) \\ \sigma_\theta &= \frac{\rho \alpha^2}{b^2 - a^2} \left( 1 + \frac{b^2}{r^2} \right) \end{aligned} \right\} \quad (40)$$

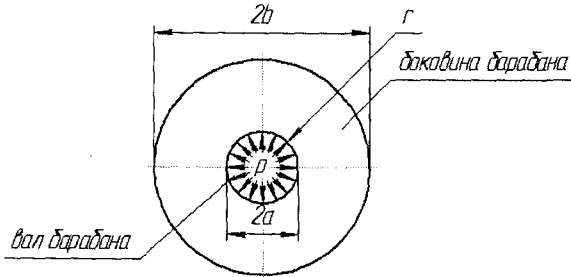


Рис.3. Схема внутрішнього навантаження боковини.

На шестикутнику Сен-Венана цей напружений стан відповідає області деформування  $S_3$   $S_2$  і відповідно виразам [11] інтенсивність напружень:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_i &= \frac{3}{2} \beta \tau \max \\ e_i &= \frac{1}{2} \beta \gamma \max \end{aligned} \right\} \quad (41)$$

де постійний

множник

$$\beta = \frac{2 + \sqrt{3}}{3} = 1,24.$$

Тоді інтенсивність напружень:

$$\sigma_i = \frac{3\beta}{4} (\sigma_\theta - \sigma_r) = \frac{3}{2} \beta \frac{\rho a^2 b^2}{(b^2 - a^2) r^2}. \quad (42)$$

Згідно формули (42) при внутрішньому тиску:

$$p = \frac{2\sigma_s}{3\beta} \left( 1 - \frac{a^2}{b^2} \right) \quad (43)$$

на внутрішньому контурі боковини з'являються пластичні деформації. Нехай область відповідає пружним значенням радіуса  $r > r_0$ . Як наслідок, без врахування стискаємості матеріалу маємо наступні співвідношення:

$$\begin{aligned} r_0 &\leq r \leq b; \\ \sigma_r &= -\frac{2E}{3} B \left( \frac{1}{r^2} - \frac{1}{b^2} \right); \sigma_\theta = -\frac{2E}{3} B \left( \frac{1}{r^2} + \frac{1}{b^2} \right); \\ u &= \frac{B}{3} \left( \frac{r}{b^2} + \frac{3}{r} \right). \end{aligned} \quad (43^*)$$

При  $a \leq r \leq r_0$

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{4\sigma_s}{3\beta} (x - \kappa); \sigma_\theta = \frac{4\sigma_s}{3\beta} (x - \kappa + 1); \\ u_0 &= \frac{C_i x}{(x - \kappa + 2)^3}; \ell_i^{(0)} = \frac{3\beta C}{a} \cdot \frac{1}{(x - \kappa + 2)^4}, \end{aligned} \quad (44)$$



де 
$$x = \ln \frac{r}{a}; r = a e^x; \kappa = \frac{3\rho\beta}{4\sigma_s} \quad (45)$$

Для визначення констант інтегрування  $B$ ,  $C$  та величини області пластичних деформацій  $r_0$ , маємо умови співв'язання при  $r = r_0$ :

$$u_y = u_0; \sigma_r^{(y)} = \sigma_r^{(0)}$$

та дві умови пластичності при  $r = r_0$ :

$$\sigma_\theta^{(y)} - \sigma_r^{(y)} = \frac{4\delta_s}{3\beta}; \ell_i^{(0)} = \ell_s.$$

В розгорнутому вигляді рівняння для визначення невідомих мають вигляд:

$$\left. \begin{aligned} \frac{B}{3} \left( \frac{r_0}{b^2} + \frac{3}{r_0} \right) &= \frac{C r_0}{a(x_0 - \kappa + 2)^3} \\ B \left( \frac{1}{r_0^2} - \frac{1}{b^2} \right) &= -\frac{2\ell_s}{\beta} (x_0 - \kappa) \\ \frac{3\beta C}{a} \cdot \frac{1}{(x_0 - \kappa + 2)^4} &= \ell_s; \frac{B}{r_0^2} = \frac{\ell_s}{\beta} \end{aligned} \right\} \quad (46)$$

Виключаючи із перших двох рівнянь (46) невідоме  $B$ , з допомогою останнього рівняння, маємо:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\ell_s}{3\beta} \left( \frac{r_0^2}{b^2} \right) &= \frac{C}{a(x_0 - \kappa + 2)^3} \\ \frac{r_0^2}{b^2} - 1 &= 2(x_0 - \kappa); (x_0 - \kappa + 2)^4 = \frac{3\beta C}{a\ell_s} \end{aligned} \right\} \quad (47)$$

Легко помітити, що перше із рівнянь (47) є наслідком двох наступних. Таким чином, для визначення границі, що розділяє пружну та пластичну області деформування, отримаємо наступні рівняння деформування:

$$\begin{aligned} \frac{r_0^2}{b^2} - 2\ell n \frac{r_0}{a} + 2\kappa - 1 &= 0; \\ C &= \frac{a\ell_s}{3\beta} (x_0 - \kappa + 2); \\ B &= \frac{\ell_s}{\beta} r_0^2. \end{aligned} \quad (48)$$

Таким чином, напружений та деформований стан боковини під внутрішнім тиском в пружній та пластичній області виразами (43\*) та (44) визначається повністю. Це визначається тим, що розвиток пластичних деформацій є цілком обмеженим.

Розглянемо випадок, коли пластичні деформації охоплюють всю область боковини барабана. Для визначення нульового наближення, що відповідає випадку ідеальної пластичності, маємо наступні співвідношення та рівняння:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_r^{(0)} &= \frac{\ell_i^{(0)}}{\sigma_r^{(0)}} \left( \sigma_r^{(0)} - \frac{1}{2} \sigma_\theta^{(0)} \right) \\ \ell_\theta^{(0)} &= \frac{\ell_i^{(0)}}{\sigma_i^{(0)}} \left( \sigma_\theta^{(0)} - \frac{1}{2} \sigma_r^{(0)} \right) \end{aligned} \right\}; \quad (49)$$

$$\sigma_\theta^{(0)} - \sigma_r^{(0)} = \frac{4\sigma_s}{3\beta} = \sigma_\beta; \quad (50)$$

$$\frac{d\sigma_r^{(0)}}{dr} = \frac{\sigma_\theta^{(0)} - \sigma_r^{(0)}}{r}. \quad (51)$$

Підставляючи вираз (50) в рівняння рівноваги (51) та інтегруючи, отримаємо наступне рівняння, що задовольняє граничну умову  $\sigma_r^{(0)} = 0$ , при  $r=b$ :

$$\sigma_r^{(0)} = \sigma_\beta \ell n \frac{r}{b}; \quad \sigma_\theta^{(0)} = \sigma_\beta \left( \ell n \frac{r}{b} + 1 \right). \quad (52)$$

Згідно виразу (52) рівновага боковини можлива тільки при внутрішньому тиску, що визначає несучу здатність боковини:

$$p_{н.з.} = \sigma_\beta \left| \ell n \frac{a}{b} \right|. \quad (53)$$

Введемо нову безрозмірну координату  $x = \ell n \frac{r}{b}$ . Тоді компоненти напружень запишуться у вигляді:

$$\sigma_r^{(0)} = \sigma_\beta x; \quad \sigma_\theta^{(0)} = \sigma_\beta (x + 1). \quad (54)$$

В диференційних рівняннях заміна змінних здійснюється згідно співвідношенням:

$$\frac{du}{dr} = \frac{\ell^{-x}}{b} \cdot \frac{du}{dx} \cdot \frac{u}{r} = \frac{\ell^{-x}}{b} u. \quad (55)$$

Поділивши перше із співвідношень (49) на друге, можна отримати наступне диференційне рівняння для визначення радіального переміщення:

$$\frac{1}{U_0} \cdot \frac{dU_0}{dx} = \frac{x-1}{x+2}. \quad (56)$$

Розв'язок рівняння (56) має вигляд:

$$U_0 = \frac{C \ell^x}{(x+2)^3} = \frac{Cr}{b \left( 2 + \ell n \frac{r}{b} \right)^3}. \quad (57)$$

Згідно виразу (49) інтенсивність деформацій:

$$\ell_i^{(0)} = \frac{3\beta C}{2b} \cdot \frac{1}{(x+2)^4} = \frac{3\beta C}{2b} \cdot \frac{1}{\left( 2 + \ell n \frac{r}{b} \right)^4}. \quad (58)$$

В вибраних безрозмірних координатах  $\sigma_1 = x, \sigma_2 = x + 1$ , і, як наслідок, основні співвідношення (50) приймуть вигляд:

$$\begin{cases} \sigma_r^{(i)} = \sigma_\beta x \left[ \frac{\kappa}{(x+2)^4} - 1 \right] + \lambda \ell^{-x} (x+2)^4 \left[ (x+2) \frac{dU_1}{dx} + (2x+1)U_1 \right]; \\ \sigma_\theta^{(i)} = \sigma_\beta (x+1) \left[ \frac{\kappa}{(x+2)^4} - 1 \right] + \lambda \ell^{-x} (x+2)^5 \left( \frac{dU_1}{dx} + 2U_1 \right), \end{cases} \quad (59)$$

де 
$$\kappa = \frac{3\beta C}{2b\ell_s}; \lambda = \frac{\delta\beta}{3C}. \quad (60)$$

Підставляючи вирази (59) в рівняння рівноваги:

$$\frac{d\sigma_r^{(i)}}{dx} = \sigma_\theta^{(i)} - \sigma_r^{(i)}. \quad (61)$$

Для визначення радіального переміщення  $U_1$  можна отримати диференціальне рівняння:

$$(x+2) \frac{d^2 U_1}{dx^2} + (x+2)(x+4) \frac{dU_1}{dx} - 2x(x-1)U_1 = 12CK \frac{x\ell^x}{(x+2)^8}. \quad (62)$$

Розв'язок однорідного рівняння (62) шукатимемо у вигляді:

$$U_1 = \sum_{m=0}^{\infty} A_m X^m. \quad (63)$$

Підставляючи вираз (63) в рівняння (62), отримаємо наступні рекурентні співвідношення:

$$\begin{cases} A_2 + A_1 = 0, \\ 12A_3 + 12A_2 + 3A_1 + A_0 = 0, \\ 48A_4 + 48A_3 + 14A_2 + 3A_1 - 2A_0 = 0, \\ 4(m+3)(m+4)(A_{m+4} + A_{m+3}) + (m+2)(m+7)A_{m+2} + (m+3)A_{m+1} - 2A_m = 0. \end{cases} \quad (64)$$

Згідно співвідношенням (64) отримаємо:

$$\begin{cases} A_2 = -A_1; A_3 = \frac{3}{4}A_1 - \frac{1}{12}A_0; \\ A_4 = -\frac{25}{48}A_1 + \frac{1}{8}A_0; A_5 = \frac{19}{48}A_1 - \frac{1}{10}A_0; \\ A_{m+4} = -A_{m+3} - \frac{(m+2)(m+7)}{4(m+3)(m+4)}A_{m+2} - \frac{A_{m+1}}{4(m+4)} + \frac{A_m}{2(m+3)(m+4)}; (m=6,7,8,\dots). \end{cases} \quad (65)$$

Отже, розв'язок неоднорідного рівняння (62) має вигляд:

$$U_{0\theta} = A_0 \sum_{m=0}^{\infty} \alpha_m x^m + A_1 \sum_{m=0}^{\infty} b_m x^{m+1} \quad (66)$$

або:

$$U_{10\theta} = A_0 \varphi_1(x) + A_1 \varphi_2(x). \quad (67)$$

Приватний розв'язок диференційного рівняння (62) будемо шукати в формі:

$$U_1 = \frac{\ell^x \omega(x)}{(x+2)^8}. \quad (68)$$

Підставляючи вираз (68) в диференційне рівняння (62), отримаємо:

$$(x+2)^2 \frac{d^2 \omega}{dx^2} + (3x-8)(x+2) \frac{d\omega}{dx} - 4(3x-5)\omega = 12\kappa Cx. \quad (69)$$

Розв'язок диференційного рівняння (69) будемо шукати в формі:

$$\omega = \sum_{m=3}^{\infty} B_m x^m. \quad (70)$$

Підставляючи вираз (70) в диференційне рівняння (69), для визначення коефіцієнтів  $B_m$  отримаємо наступні рекурентні співвідношення:

$$B_3 = \frac{1}{2} \kappa C; B_4 = \frac{1}{2} B_3 = \frac{1}{4} \kappa C; B_5 = \frac{3}{8} \kappa C; B_6 = -\frac{1}{80} \kappa C$$

і далі для  $m=4,5,6,\dots$

$$B_{m+3} = -\frac{m-3}{m+3} B_{m+2} + \frac{m-9}{2(m+2)(m+3)} B_{m+1} - \frac{3(m-4)}{4(m+2)(m+3)} \cdot B_m. \quad (71)$$

Як наслідок, розв'язок неоднорідного диференційного рівняння (62) має вигляд:

$$U_1 = \frac{\kappa C \ell^x}{(x+2)^8} \sum_{m=3}^{\infty} C_m x^m \quad (72)$$

або:

$$U_1^{neod} = \kappa C \varphi_3(x), \quad (73)$$

а загальний розв'язок рівняння (62) представимо у вигляді:

$$U_1 = A_0 \varphi_1(x) + A_1 \varphi_2(x) + \kappa C \varphi_3(x). \quad (74)$$

Як видно із виразу (59) напруження  $\sigma_r^{(i)}$ , що описуються функціями  $\varphi_1, \varphi_2$ , зростає при підході до зовнішнього контура і, як результат, необхідно покласти  $A_0=A_1=0$ . Так як, згідно (72),  $\varphi_3(0) = \varphi_3'(0) = 0$ , граничні умови на зовнішньому контурі  $x=0$  задовольняються, а для визначення константи  $C$  залишається умова на внутрішньому контурі пластини: при  $r = \alpha$

$$x = x_0 = \ell n \frac{a}{b}; \sigma_r^{(i)} = -p_1$$

або в розгорнутому виді умова

$$\sigma_\beta x_0 \left[ \frac{\kappa}{(x_0+2)^4} - 1 \right] + \frac{\sigma_\beta K}{3} \ell^{-x_0} (x_0+2)^4 \cdot [(2+x_0)\varphi_3(x_0) + (2x_0+1)\varphi_3'(x_0)] = -p_1.$$

Звідки легко отримати

$$K = \frac{3 \left( x_0 - \frac{p_1}{\sigma_\beta} \right) (x_0+2)^4}{3x_0 + \ell^{-x_0} (x_0+2)^8 [(x_0+2)\varphi_3(x_0) + (2x_0+1)\varphi_3'(x_0)]}. \quad (75)$$

Отже, деформований стан пластини (боквини, барабана) визначається в нульовому наближенні однозначно виразом:

$$U_0 = \frac{2bl_s K}{3\beta} \cdot \frac{\ell^x}{(x+2)^3} = \frac{2bl_s K}{3\beta} \cdot \frac{r}{\left(2 + \ell n \frac{r}{b}\right)^3}. \quad (76)$$

Напружений стан боковини барабана знайдемо з точністю до першого наближення:

$$\sigma_r = \sigma_\beta x + \sigma_\beta \eta \left\{ x \left[ \frac{K}{(x+2)^4} - 1 \right] + \frac{K}{3} \ell^{-x} (x+2)^4 [(x+2)\varphi_3(x) + (2x+1)\varphi_3(x)] \right\}, \quad (77)$$

$$\sigma_\theta = \sigma_\beta (x+1) + \sigma_\beta \eta \left\{ (x+1) \left[ \frac{K}{(x+2)^4} - 1 \right] + \frac{K}{3} \ell^{-x} (x+2)^5 [\varphi_3(x) + 2\varphi_3(x)] \right\}.$$

Згідно IV гіпотези міцність еквівалентні напруження  $\sigma_{екв.}$  можна знайти за формулою:

$$\sigma_{екв.IV} = \sqrt{\sigma_r^2 + 3\sigma_\theta^2}. \quad (78)$$

**Висновки.** Вхіді виконання даної роботи автори зробили такі висновки:

- параметр форми коливаний вала барабана має мінімізуватись, тобто  $\Psi(x) \Rightarrow \min$ ;
- при визначені основної частоти поперечних (радіальних) коливаний вала барабана через рівняння частот доцільно обмежитись другим наближення;
- вплив радіального зовнішнього навантаження може визначатися погонною масою  $\mu$ , а до величини максимального радіального биття  $h_0$  по мірі зношування пари «шип вала – сферичний радіальний шарикопідшипник» до  $h_0$  слід додавати величину радіального лінійного зносу  $h_{zn}$ , тобто  $h_{max} = f(A) = h_0 + h_{zn}$ ;
- швидкість руху збіжжа по барабану  $V$  повинна не перевищувати знайденого критичного значення  $V_{кр}$ , тобто  $V < V_{кр}$ ; причому ця умова забезпечує міцність і стійкість барабана одночасно;
- створено критеріальну оцінку небезпечних циклів навантаження, що співпадають з числом півхвиль пружної деформації;
- власна частота  $p$  залежить від швидкості  $V$  руху навантаження.

#### Список літератури

1. Келдыш М.В. О методе Б.Г.Галеркина для решения краевых задач //Изв. АН СССР/ Сер. математ.-1942. - №6. – с.144-165.
2. Михлин С.Г. Вариационные методы в математической физике. – М.: Гостехтеориздат, 1970. – 512с.
3. Бабаков И.М. Теория колебаний. – М.: Дрофа, 2004. – 592с.
4. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. – М.: Машиностроение, 1977. – 232с.
5. Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Сопротивление материалов деформированию и разрушению при сложном напряженном состоянии. – К.: Наук. думка, 1969. – 209с.
6. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и

- расчеты деталей машин на прочность. – М.: Машиностроение, 1975 – 480с.
7. Биргер И.А., Шорр Б. Ф., Иосилевич Г.Б. Расчет на прочность деталей машин /Справочник. М.: Машиностроение, 1979. – 702с.
  8. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин /Справочник. – М.: Машиностроение, 1984. – 280с.
  9. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Колбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ.- М.: Машиностроение, 1977.- 526с.
  10. Пановко Я.Г., Губанова И.И. Устойчивость и колебания упругих систем. – М.: Наука, 1967. – 420с.
  11. Королев В.И. Упруго-пластические деформации оболочек. – М.: Машиностроение, 1971. – 303с.
  12. Костецкий Б.И. Структурно - энергетические основы управления трением и износом в машинах. – К.: Знание, 1990. – 32с.
  13. Хакен Г. Синергетика, иерархии неустойчивости в самоорганизующихся системах. – М.: Мир, 1995. – 419с.
  14. Цеснек Л.С. Механика и микрофизика истирания поверхностей. – М.: Машиностроение, 1979. – 263с.
  15. Бабак В.П., Приймаков О.Г., Стадніченко В.М. Прогнозування надійності, довговічності та витривалості авіаційних матеріалів. – Автоматизація. Електротехнічні комплекси і системи. – 2004.- Вип.. 1(13). -.с.158-167.

#### Аннотация

#### **Амплитудно-частотные характеристики колебательных процессов молотильного барабана зерноуборочного комбайна**

*Проанализированы расчетные схемы вала барабана и собственно барабана и создана единая математическая модель их общей работы. Результатом является инженерная методика определения амплитуд радиальных колебаний, частот собственных и вынужденных колебаний в реальных условиях эксплуатации.*

#### Abstract

#### **Peak and frequency characteristics of oscillatory processes of a drum of a combine harvester**

*Settlement circuits of a shaft of a drum and actually a drum are analysed and the uniform mathematical model of their general work is created. Result is the engineering technique of definition of amplitudes of radial fluctuations, frequencies of own and compelled fluctuations in real conditions of operation.*

## ОБҐРУНТУВАННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО СПОСОБУ РОЗВЕДЕННЯ ЗУБЦЯ СТРІЧКОВОЇ ПИЛКИ

Ребезнюк І. Т., канд. техн. наук, Дзюба Л. Ф., канд. техн. наук,  
Колесник К. К., канд. техн. наук

(Національний лісотехнічний університет України, Львівський державний  
університет безпеки життєдіяльності, Національний університет  
“Львівська політехніка”)

*На основі досліджень напружено-деформованого стану двох типів моделей розведених зубців обґрунтовано вибір раціонального способу розведення зубців стрічкової пилки на бік.*

Під час підготовки стрічкової пилки до роботи, як один із способів розширення зубчастого вінця, виконується розведення зубців пилки на бік. На сьогодні є різні способи розведення зубців [1, 2]. Під час розведення зубець з трикутної пластини стає тілом з досить складною геометрією.

Розглянемо частину зубця, що обмежена знизу площиною  $abcd$  (рис.1). Нижня частина зубця 1  $abcdefgh$ , що суміжна з частиною 4 й затискається під час розведення затискними пластинами, залишається незмінною після розведення. Вище від ліній  $fg$  і  $eh$ , положення яких залежить від розміщення верхніх крайок затискних пластин, зубець викривляється до точки прикладання сили від розвідного бойка (точка  $i$ ). Середня частина зубця 2 є викривлена та обмежується зверху площиною  $jklm$ , що паралельна до площини  $fghe$  і проходить через точку  $i$ . Верхня частина зубця 3, що міститься вище від площини  $jklm$ , залишається не викривленою, проте змінює своє положення відносно нижньої частини зубця 1. Отже, розведений зубець є тілом досить складної конфігурації.

Для дослідження напружено-деформованого стану такого тіла можна використати метод скінченних елементів [3, 4]. Для цього треба побудувати тверdotільну модель розведеного зубця. Таку побудову можна провести в середовищах систем для тверdotільного проектування, таких як Solid Works, Solid Edge, Компас, I-Deas, Catia тощо [5]. Надалі таку модель буде достатньо просто розділити на скінченні елементи.

Відповідно до способів розведення зубця пилки на бік вирізняються два типи розведеного зубця.

Перший тип розведеного зубця одержується тоді, коли лінія затискання зубця орієнтується перпендикулярно до бісектриси кута загострення зубця, згідно з рекомендаціями (рис.1) [1]. У цьому випадку лінію, що обмежує невикривлену верхню частину зубця 3, будемо вважати прямою, що також перпендикулярна до бісектриси кута загострення зубця. Форма викривленої середньої частини зубця 2 близька до циліндричної.

Другий тип розведеного зубця отримується тоді, коли лінія затискання орієнтується паралельно до лінії вершин зубців, згідно з рекомендаціями амери-

канської фірми "Wood-Mizer" (рис. 2) [2]. Вказаний спосіб розведення сьогодні широко використовується на виробництві для підготовки вузьких колодопиляльних стрічкових пилок. За таких умов затискання зубця його нижня частина 1 матиме трохи іншу форму порівняно з формою нижньої частини зубця першого типу. Знизу нижня частина зубця 1 обмежується аналогічно площиною  $abcd$ , однак зверху - площиною  $fghe$ , що паралельна до лінії вершин зубців.

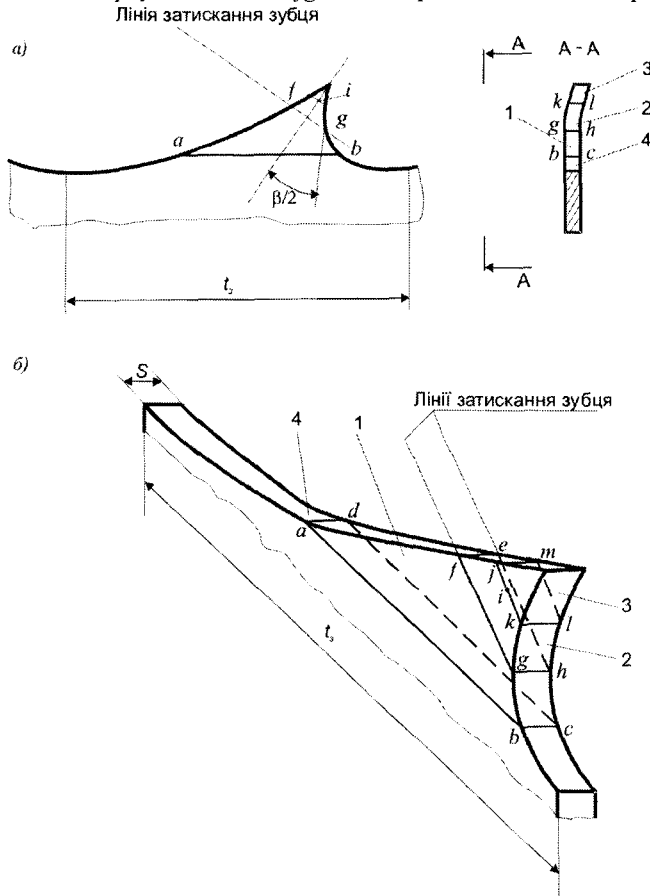


Рис. 1. Розведений зубець пилки першого типу: а - дві проекції зубця; б - зубець в ізометрії.

Відгинання зубця також здійснюється по всій довжині лінії затискання  $fg$  і  $eh$ . Однак суттєва зміна форми викривленої поверхні починається з ліній  $fg$  і  $kh$ , що розміщені під певним кутом до лінії вершин. Для визначення цього кута виконані дослідження зубців двадцяти виробничих взірців стрічкових пилок, що підготувались на вітчизняних та закордонних розвідних пристроях. Дослі-



дження показали, що лінія суттєвого викривлення розміщується під кутом  $9...25^{\circ}$  до лінії вершин (середнє значення кута  $17^{\circ}$ ).

Викривлена середня частина зубця складається з двох ділянок: перша  $fgjkeh$  з незначним викривленням; друга  $jghklmno$  - з істотним викривленням. Форма викривленої середньої частини зубця 2 (див. рис. 2) близька до конусо-подібної. Лінії  $lm$  та  $on$ , що обмежують невикривлену верхню частину зубця 3, вважаємо паралельними до лінії початку істотного викривлення  $fg$ . Відповідно площини  $jghk$  і  $lmno$  є паралельними. Верхня частина зубця 3 залишається також не викривленою, але зміна положення відносно нижньої частини не подібна на зміну верхньої частини розведеного зубця першого типу.

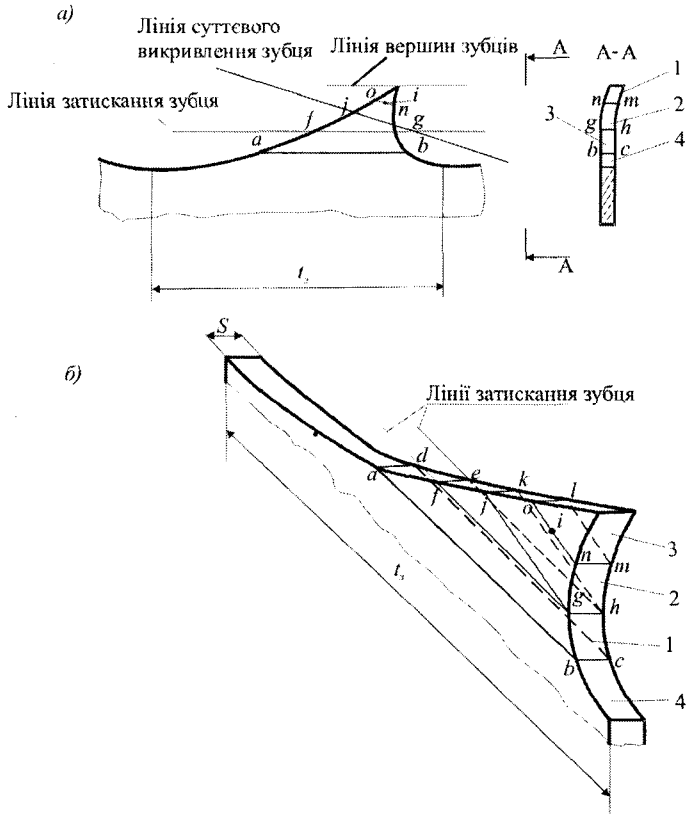


Рис.2. Розведений зубець пилки другого типу: а - дві проєкції зубця; б - зубець в ізометрії.

Відповідно до двох типів розведеного зубця створено дві твердотільні моделі.

Модель першого типу розведеного зубця зображено на рис. 3, а.

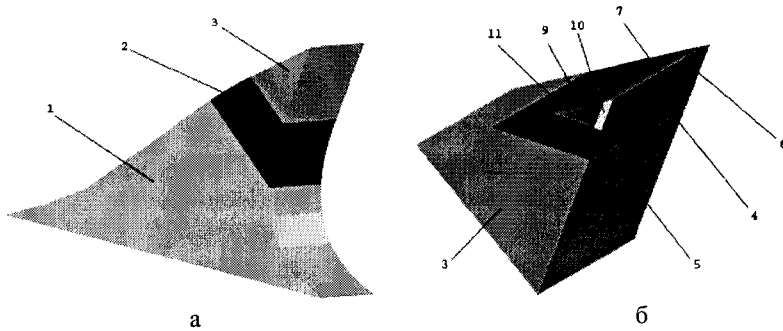


Рис. 3. Твердотільна модель розведеного зубця стрічкової пилки першого типу: а - зубець; б - верхня частина зубця.

Основні частини зубця: нижня 1, середня 2 та верхня 3, охарактеризовані вище. Викривлена середня частина зубця 2 побудована координатним способом за п'ятьма точками, що лежать на бісектрисі кута загострення. Верхня частина розведеного зубця 3 розміщена так, що зовнішня вершина леза зубця віддалена на 0,5 мм по нормалі від прямолінійної бокової поверхні нижньої частини зубця, що становить половину товщини пилки.

У верхній частині 3 твердотільної моделі зубця виділено поверхні та різальні кромки, що контактують із деревиною в процесі різання (рис. 3, б). По передній поверхні площа контакту 4 зубця з деревиною переважно визначається за поперечним перерізом шару деревини, що зрізується. У розведеного зубця ця поверхня є здебільшого у вигляді паралелограма з вилученням невеликої трапецеподібної ділянки 5. Наявність такої ділянки зумовлена перекриттям розведених в різні боки зубців в процесі різання. Головна різальна кромка 6 контактує з деревиною на всій своїй довжині. Площа контакту по головній задній поверхні зубця залежить від заднього кута зубця та особливостей пружного відновлення деревини. У побудованій твердотільній моделі задня контактна поверхня задана у вигляді паралелограма 7. Зовнішня бокова різальна кромка зубця контактує з деревиною на довжині, що пропорційна подвійній подачі на зубець. Контактна ділянка 8 по зовнішній боковій поверхні зубця залежить від положення верхньої частини зубця в пропили та особливостей пружного відновлення деревини. У твердотільній моделі ця поверхня задана у вигляді чотирикутника. Внутрішня бокова різальна кромка зубця контактує з деревиною на довжині, що пропорційна подачі на зубець. Контактна ділянка по внутрішній боковій поверхні зубця залежить від величини подачі на зубець та величини розведення зубця на бік. У твердотільній моделі зубця ця поверхня задана у вигляді трикутника 9, що складається з чотирикутника 10 та трикутника 11. На цих виділених поверхнях та краях у процесі різання на зубець діють поверхневі сили.

Модель другого типу розведеного зубця зображено на рис. 4. Основні особливості побудови елементів моделі другого типу розведеного зубця аналогічні до особливостей побудови елементів моделі першого типу розведеного зубця.

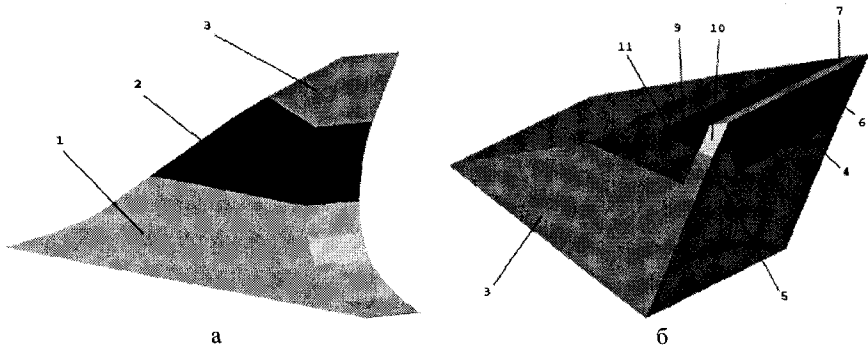


Рис. 4. Твердотільна модель розведеного зубця стрічкової пилки другого типу: а - зубець; б - верхня частина зубця.

Відмінність полягає в тому, що площа контакту по зовнішній боковій поверхні зубця, згідно з дослідженнями [6], збільшується майже вдвічі. Це відбувається внаслідок зміни положення верхньої частини зубця в пропили через інше положення лінії затискання зубця під час розведення.

Таке детальне моделювання складових частин контактної поверхні зубця з деревиною дає змогу достатньо точно врахувати характер розподілу сил між зубцем та деревиною. Відповідно до зазначеної різниці в площах контакту по зовнішній боковій поверхні зубця зміняться й складові сили різання. Площа контакту по внутрішній боковій задній поверхні між зубцем і деревиною не зміниться за різних способів розведення, проте зміняться умови тертя. Це призведе до зменшення сили, яка діє по цій поверхні. Відповідно до виконаних досліджень [7], прогнозоване зменшення сили по внутрішній боковій поверхні становитиме 10...20%. Тому вказані відмінності враховували в дослідженні напружено-деформованого стану розведеного за різними способами зубця стрічкової пилки [8].

Оскільки розведений зубець пилки в процесі роботи повертається в нерозведений стан, то найбільший інтерес для дослідження становить переміщення вершини зубця по нормалі до прямолінійної бокової поверхні нижньої частини зубця. Як показали подальші дослідження із застосуванням методу скінченних елементів та обчислювальної системи COSMOS/M [8] у розведених зубцях обох типів під дією сили максимально переміщується вершина зубця. У розведеного зубця пилки першого типу максимальне переміщення вершини зубця становить  $9,1 \cdot 10^{-7}$  м. Для розведеного зубця другого типу зазначене переміщення становить  $1,266 \cdot 10^{-6}$  м.

Отже, для розведеного зубця пилки другого типу переміщення зростає, як показали дослідження, приблизно на 28%. Із отриманих результатів випливає, що розведений зубець стрічкової пилки першого типу є раціональнішим порівняно із зубцем другого типу.

#### Висновки.

1. Створені твердотільні моделі двох типів розведеного зубця в сучасних системах для автоматизованого твердотільного проектування дають змогу:

побудувати сітки скінченно-елементних моделей з урахуванням геометрії розведеного зубця, розпізнати область із сильною зміною геометричних параметрів – викривлені середні ділянки розведеного зубця, генерувати сітку скінченних елементів різної форми та розмірів, змінювати фізико-механічні властивості матеріалу зубця та значення силових навантажень вузлів сітки на контактних поверхнях із деревиною.

2. Обґрунтовано, що раціонально розводити зубець стрічкової пилки так, щоб лінія відгинання його вершинної частини була перпендикулярна до бісектриси кута загострення.

#### Список літератури

1. Кірик М.Д. Підготовка дереворізальних інструментів до роботи та їх експлуатація. Посібник для ВНЗ. – Львів: Ахіл, 2002. – 408 с.
2. Wood-Mizer сьогодні, осень 2003.- 20 с.
3. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 541 с.
4. Rusinski E. Metoda elementow skonczonech. System Cosmos/M. – Warszawa: WKL, 1994. – 392 s.
5. Аведьян А.Б., Аверкина Л.А., Бузлаев Д.В., Данилин А.Н., Зуев Н.Н. САД/САЕ-программы для проектирования и расчёта инженерных конструкций //RM-magazine.– М., 1998.– № 2. – С. 44...45.
6. Ребезнюк І.Т. Визначення заднього кута при зовнішній боковій різальній крайці зубця стрічкової пилки. Лісове господарство, лісова, паперова і деревообробна промисловість. Випуск № 29, Львів, УкрДЛТУ, 2003.- С. 176...184.
7. Ребезнюк І. Т., Дзюба Л. Ф. Розподіл сили на зубі стрічкової пилки // Динаміка, міцність та проектування машин і приладів. – Львів. – 2005, №539. – С. 92...96.
8. Ребезнюк І. Т., Дзюба Л. Ф. Дослідження напружено-деформованого стану розведених зубів стрічкової пилки // Машинознавство. – Львів. – 2005, №9. – С. 27...29.

#### Аннотация

##### **Обоснование рационального способа разведения зубца ленточной пилы**

*На основе исследований напряженно-деформированного состояния двух типов моделей разведенных зубьев обоснован выбор рационального способа разведения зубьев ленточной пилы на сторону.*

#### Abstract

##### **Substantiation of rational method of spring setting a tooth of a band saw**

*On the basis of researches of the tensely-deformed state of two types models of spring seted a saw tooth is substantiated choice of rational method of spring setting teeth of a tape saw on a side.*

## ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕКСТОЛИТОВЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ

Смутко Н.У., Смутко А.Н.

*(Херсонский национальный технический университет)*

*Выполнен анализ физико-механических и эксплуатационных свойств конструкционного текстолита. Показано, что текстолит является одним из лучших антифрикционных материалов, износ его в узлах трения меньше металлов. Текстолитовые подшипники способны выдерживать большие нагрузки, благодаря чему они могут заменять бронзовые и служит в несколько раз дольше.*

*Рекомендованы эффективные способы повышения долговечности текстолитовых подшипников. Исследованиями установлено, что термообработка текстолитовых заготовок позволяет повысить срок эксплуатации подшипников до 5-6 раз. Перспективным направлением совершенствования узлов трения является создание комбинированных подшипников состоящих из текстолитовой основы и запрессованных в нее смазывающих элементов из композиционно-го конструкционного материала.*

*Рекомендовано основные направления применения текстолитовых узлов трения.*

Из многообразия подшипников скольжения, применяемых в машиностроении и различном оборудовании, одними из самых многочисленных и менее изученных являются подшипники, работающие в режиме граничного и полужидкостного трения. Граничное трение в подшипниках скольжения возникает при недостаточном количестве смазки или ее отсутствии, чрезмерно больших нагрузках или малой скорости вращения вала. В настоящее время большое распространение получили подшипники не требующие смазки, которые изготавливают из неметаллических материалов, обладающих низким коэффициентом трения и повышенной износостойкостью. К смазывающим материалам относятся, например, графитопласты, полиамиды, металлофторопласты, фторопласты, графит и другие.

В последние годы для изготовления узлов и элементов трения начали разрабатывать композиции на основе термопластов, реактопластов, модифицированных сухими смазками и другие. Однако композиционные материалы еще достаточно дефицитные, дорогие, а изготовление из них деталей для узлов трения характеризуется зачастую сложностью технологических процессов. Вместе с тем, условия работы многих пар трения таковы, что им удовлетворяют не наполненные материалы, например полиамиды, фенопласты, а также известные текстолиты и древесно-слоистые пластики (ДСП).

Ранее других пластмасс для узлов трения скольжения, и в особенности работающих при больших нагрузках и температурах, стали применять текстолиты, представляющие собой слоистые терморезистивные пластики на основе тка-

ней и фенольно-формальдегидных смол. Текстолит обладает высокими физико-механическими свойствами, в значительной мере удовлетворяет требованиям к материалам антифрикционного назначения, что предопределяет широкие перспективы его применения и, особенно, в узлах трения. Текстолитовые заготовки производят прессованием из хлопчатобумажной ткани пропитанной феноло-формальдегидной смолой при давлении 60-110 кгс/см<sup>2</sup> и температуре 160<sup>0</sup>С. Наибольшее применение получили текстолиты марок ПТК, ПТК-1, ПТК-2, ПТК-С. Большей частью текстолитовые подшипники изготавливают из стандартных плит, труб, заготовок круглого сечения. Стандартные размеры плит и других заготовок, изготавливаемых промышленностью, приведены в справочнике [1].

Одним из важнейших свойств подшипников из текстолита и изготовленные на его основе комбинированных деталей, работающих в подшипниковых узлах, является обеспечение низкого коэффициента трения при хорошей смазке. Исследованиями установлено, что коэффициент трения текстолита без смазки составляет 0,2-0,3, а со смазкой уменьшается до 0,06-0,1 [2]. При обильном смазывании, как показали наши исследования, коэффициент трения текстолита по стали может находиться в пределах 0,06-0,08.

С антифрикционными свойствами полимерных материалов, в том числе текстолита, в значительной мере связаны износ и долговечность подшипников. Ранее выполненными исследованиями установлено, что износ полимерных антифрикционных материалов в условиях сухого и жидкостного трения меньше износа металлов. При этом текстолиты отнесены к одним из лучших антифрикционных конструкционных неметаллических материалов. В табл. 1 приведены некоторые данные среднего износа образцов из текстолита, чугуна и бронзы при смазке трущихся поверхностей [3].

Таблица 1

Средний износ образцов из текстолита, бронзы и чугуна

Материал образцов		Количество испытанных образцов	Средний износ каждого образца			
			абсолютный в мк		относительный в %	
нижнего	верхнего		верхнего	нижнего	верхнего	нижнего
Чугун Чл 22	Бронза	6	835	135	79	36
	Текстолит	5	920	22	87	6
Углеродистая-сталь 35	Текстолит	2	555	8	52	2
Чугун Чл 22	Чугун Чл 22	9	1060	370	100	100

Из табл. 1 видно, что суммарный износ пары текстолит-чугун, текстолит-сталь меньше суммарного износа пара чугун-бронза, чугун-чугун.

Текстолитовые подшипники способны выдерживать большие нагрузки, что объясняется высокой прочностью конструкционного текстолита. Прочностные свойства текстолитовых подшипников сохраняются при температуре от -40<sup>0</sup>С

до 100<sup>0</sup>С и выше(до 200<sup>0</sup>С), если температурные воздействия не продолжительные. Это подтверждается данными работы [2] и нашими исследованиями работоспособности указанных подшипников на трубопрокатном стане. Объяснить это можно тем, что текстолит относится к термореактивным пластмассам, которые под действием высоких температур не переходят в вязко-текучее состояние и не деформируются. Благодаря относительно высокой прочности текстолитовые подшипники могут заменять бронзовые и служат в несколько раз дольше. Конструкционный текстолит имеет предел прочности на сжатие до 2500 кгс/см<sup>2</sup>, на растяжение до 1000 кгс/см<sup>2</sup>, ударная вязкость составляет 35 кгс/см<sup>2</sup> и больше. Представленные в табл.2 режимы работы текстолитовых подшипников и для сравнения бронзовых, определенные на основании многочисленных исследований, подтверждают возможность широкого их использования в технике.

Таблица 2 Допускаемые режимы работы текстолитовых и бронзовых подшипников

Наименование материала	Без смазки					Со смазкой			
	Давление, кгс/см <sup>2</sup>	Скорость скольжения, м/с	Температура, °С	Параметр PV, кгс*м/см <sup>2</sup> *°С	Коэффициент трения	Давление, кгс/см <sup>2</sup>	Скорость скольжения, м/с	Температура, °С	Коэффициент трения
Текстолит	50	1,0	80	10	0,2-0,3	100	5-10	100	0,06-0,1
Бронза	-	-	-	-	-	80	4,5	100-130	0,12-0,20

Ресурс работы текстолитовых подшипников и других деталей работающих в режиме трения скольжения, можно значительно повысить, если их подвергнуть термической обработке, в том числе в специфических условиях. Проведенные исследования долговечности работы термообработанных текстолитовых опор на трубопрокатном стане Таганрогского металлургического завода показали, что при нагреве текстолитовых заготовок толщиной 30 мм до 120<sup>0</sup>С в масле и выдержки при этой температуре в течение 6-7 часов с последующим охлаждением на воздухе, долговечность подшипников повышается в 1,3-1,4 раза. При нагреве текстолитовых заготовок до 150-160<sup>0</sup>С, выдержке и охлаждении в идентичных условиях, долговечность подшипников повышается, примерно, в 5-6 раз.

Причиной повышения срока эксплуатации подшипников с термообработанными вкладышами является повышение их прочностных и эксплуатационных характеристик. Так при термообработке текстолитовых вкладышей их предел прочности на сжатие повышается на 11-20%, твердость на 12-24%, а коэффициент трения снижается в несколько раз [4]. В табл.3 приведены сравнительные показатели прочности термообработанных и нетермообработанных образцов из текстолита.

Результаты испытанных на сжатие текстолитовых образцов

Образцы для испытания	Термообработанные,	Нетермообработанные,	Повышение прочности,	%
	Н/см <sup>2</sup>	Н/см <sup>2</sup>		
Кубики 10X10X30 мм	12000	10000	20	
	11600	10200	11	
	10200	9500	10,7	
	11000	9400	11,6	
	11500	10100	11,4	
	11200	9100	12,4	
	10100	9000	11,4	

Эффективным способом повышения эксплуатационных характеристик текстолитовых подшипников и других изделий из текстолита (например, зубчатые колеса) является их термообработка в масле с добавлением специальной антифрикционной композиции на основе графита. В процессе термообработки текстолит пропитывается маслом, вместе с которым на его поверхности осаждаются и затем при работе внедряются в него мельчайшие дисперсные частицы, которые являются составляющими композиции. Нанесенные на трущиеся поверхности подшипника частицы графита и цветных металлов, которые частично переносятся и на контертело, способствуют снижению уровня шероховатости, коэффициента трения и в целом улучшают условия смазывания в узле трения. По такой технологии были термообработаны распорные втулки с наружным диаметром 23 мм, внутренним-17 мм и длиной 21мм, в количестве 28 штук, изготовлены из текстолита марки ПТК, с целью испытания на погруженных электрических насосах. Срок службы таких втулок повышается до 3 раз в сравнении с традиционными втулками из нержавеющей стали 20X13 по ГОСТ 5632-72. Испытание втулок на погружных насосах проводилось в связи с тяжелыми условиями работы их опорных движущихся деталей, где наиболее существенно можно оценить эффект от влияния термообработки текстолитовых подшипников на их работоспособность.

Перспективным направлением совершенствования узлов трения является создание комбинированных подшипников, которые состоят из текстолитовой основы и запрессованных в нее смазывающих элементов соответствующей формы из антифрикционного композиционного материала. В качестве примера на рис.1 показан упорный текстолитовый подшипник с запрессованными цилиндрическими вставками диаметром 10 мм из антифрикционной композиции на основе графита [5]. Композиционные вставки перекрывают трущиеся поверхности во время работы, обеспечивая их смазывание и снижение коэффициента трения. Предварительно текстолитовая основа подверглась термообработке в индустриальном масле при температуре его кипения. Такие подшипники, в качестве выжимных, испытаны в больших количествах на автомобиле «Москвич». Срок эксплуатации их повышался в 2-3 раза и больше по сравнению с традиционными подшипниками скольжения, применяемые в узле сцепления автомоби-



ля.

Нами проведены многочисленные исследования работоспособности текстолитовых узлов трения и других деталей (зубчатые колеса, опоры транспортирующих устройств и другие) термообработанных в масле с добавлением антифрикционного композиционного материала. Результаты исследований подтвердили положительное влияние такого вида термообработки на срок эксплуатации текстолитовых подшипников и других деталей.

На основании отечественного опыта и собственных исследований можно рекомендовать в первую очередь следующие основные направления применения текстолитовых узлов трения и других деталей: многочисленные подшипниковые узлы (вкладыши, втулки и цельные опоры) механизмов, машины, технологического оборудования и транспортирующих устройств предприятий легкой промышленности. Различного назначения зубчатые и ременные передачи (зубчатые колеса, шкивы), насосы, поршневые компрессоры, катки конвейеров, муфты и другие;

подшипниковые узлы скольжения с нормальной и граничной смазкой различного технологического оборудования химического производства. В том числе: смесители, аппараты с перемешивающими устройствами, насосы, поршневые компрессоры, газодувные машины, аппаратура с узлами трения, соединенными с рабочими объемами, вакуум-фильтры и другие [1];

прокатные станы и другое металлургическое оборудование, в том числе работающие при высоких нагрузках и скоростях;

многочисленные узлы трения различной сельскохозяйственной техники, детали общего машиностроительного назначения (шкивы, ролики, зубчатые колеса, детали вентиляторов). Текстолитовые комбинированные подшипники (втулки) могут широко применяться в конструкциях зерноуборочных комбайнов, сеялок, картофелесажалок, культиваторов, машин для химической защиты растений, дождевальных установок, рисовых жаток, транспортирующих механизмах и многих других устройствах.

Применение текстолитовых подшипников и других деталей позволяет:

- уменьшить массу конструкции;
- повысить износостойкость, а следовательно, срок их эксплуатации;
- улучшить антифрикционные свойства пар трения и повысить коррозионную стойкость деталей, особенно в агрессивных средах;
- сократить трудоемкость изготовления деталей;
- экономить расход конструкционных материалов и изделий из них, повысить эффективность производства.

### Список литературы

1. Износостойкие материалы в химическом машиностроении / Воронков Б.Д., Виноградов Ю.М., Лазарев Г.Е. и др. справочник. Под. ред. Ю.М. Виноградова. Л., Машиностроение, 1977. -256 с.
2. Воронков Б.Д. Подшипники сухого трения.-2-е изд., перераб. И доп.-Л.: Машиностроение. Ленинградское отделение, 1979.-224 с, ил.
3. Суровяк В., Худзинский С. Применение пластмасс в машиностроении. Из-

- дательство «Машиностроение».-М., 1965. -423с., ил.
4. Смутко Н.У. Термообработка текстолитовых подшипников. Машиностроение, 10, 1984.
  5. Смутко А.М. Самозмащувальний упорний підшипник ковзання. Патент на винахід, №10671А, Бюлетень, №4, 1976.

### Анотація

#### Перспективи використання текстолитових підшипників

*Виконай аналіз фізико-механічних та експлуатаційних властивостей конструкційного текстоліта. Показано, що текстоліт являється одним з найкращих антифрикційних матеріалів, зношення його у вузлі тертя менше металів. Текстолітові підшипники здатні витримувати великі навантаження, завдяки чому вони здатні замінити бронзові та служать у кілька разів довше.*

*Рекомендовані ефективні способи підвищення довговічності текстолітових підшипників. Дослідженнями визначено, що термообробка текстолітових заготовок дозволяє збільшити термін експлуатації підшипників до 5-6 разів. Перспективним напрямком вдосконалення вузлів тертя є створення комбінованих підшипників, що складаються з текстолітової основи та запресованих у неї змащувальних елементів з композиційного конструкційного матеріалу.*

*Рекомендовані основні напрями використання текстолітових вузлів тертя.*

### Abstract

#### Prospects of application of textolite bearings

*The analysis of physicomachanical and operational properties of constructional textolite is executed. It is shown, that textolite is one of the best antifrictional materials, his deterioration in units of friction is less than metals. Textolite bearings are capable to maintain the big loadings due to what they can replace bronze and serves in some times longer.*

*Effective ways of increase of durability of textolite bearings are recommended. By researches it is established, that heat treatment of textolite preparations allows to raise term of operation of bearings up to 5-6 times. A perspective direction of perfection of units of friction is creation of the combined bearings consisting of a textolite basis and for pressed in it of greasing elements from a composite constructional material.*

*It is recommended the basic directions of application of textolite units of friction.*

## ПРИМЕНЕНИЕ СВЧ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ КОНЦЕНТРАЦИИ РАСТВОРОВ

Спольник А. И., докт. физ.-мат. наук, Калиберда Л. М., Уклеина Е. Г.,  
Чегорян М.А., канд. физ.-мат. наук

*(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)*

*Доказана возможность измерения концентрации растворов с помощью СВЧ-излучения. Предложено устройство для измерения концентрации растворов.*

В настоящей работе предложена методика, которая может быть использована для контроля малых (до 5%) концентраций неполярных высокомолекулярных примесей (жиров, белков) в разбавленных водных растворах. Методика базируется на применении СВЧ-излучения, что позволяет достичь высокой точности измерений и бесконтактности контроля.

Известны способы измерения концентрации растворов, базирующиеся на измерении величины оптической плотности по калибровочному графику или методом сравнения с оптической плотностью контрольного (стандартного) раствора. Так, например, для анализа напитков “Кофе с молоком” или “Какао с молоком” порцию напитка доводят до комнатной температуры и после тщательного перемешивания отливают пробу в центрифужную пробирку. После центрифугирования стеклянной палочкой удаляют поверхностный слой жира в пробирке и отбирают часть центрифугата над коричневым осадком, не взмучивая его. Далее центрифугат смешивают с дистиллированной водой, гексаном или петролейным эфиром и трихлоруксусной кислотой. После энергичного встряхивания смеси добиваются полноты осаждения белков. В ином случае при последующем фильтровании получаются мутные фильтраты.

Нижний (водный) слой розового цвета фильтруют через двойной фильтр из медленно фильтрующей бумаги в сухую кювету ФЭКа с расстоянием между рабочими гранями 20 мм, фильтрат должен быть прозрачным. Измеряют оптическую плотность на ФЭК-М, ФЭК-56М при синем светофильтре. В кювете сравнения (20 мм) помещают дистиллированную воду.

Измерения оптической плотности проводят три раза, за окончательный результат берут среднее арифметическое.

Концентрацию порошков какао или кофе в исследуемых растворах рассчитывают, исходя из измерений оптической плотности по калибровочному графику или методом сравнения с оптической плотностью контрольного (стандартного) раствора.

Эти методики имеют общий недостаток, состоящий в том, что для построения калибровочного графика необходимо готовить, как минимум в пяти колбах, растворы с заданной концентрацией, после чего сравнивать оптические

плотности исследуемого и контрольного растворов. Кроме того, погрешность в определении концентрации раствора достигает, как правило, 10%.

Для точного измерения концентрации растворов предлагается устройство, включающее источник СВЧ-излучения, поляризатор, измерительную ячейку, неполяризованный измеритель мощности, селективный усилитель, регистрирующий прибор, блок управления поляризатором и синхронизатор. Измерительная ячейка представляет собой волновод квадратного сечения, одной из стенок которого является слой исследуемого раствора, а две оставшиеся стенки металлические.

Устройство для контроля концентраций растворов работает следующим образом. СВЧ-генератор возбуждает в диэлектрическом стержне волну типа  $H_{11}$ , структура которой (распределение вектора напряженности электрического поля по координатным осям) аналогично волне  $H_{10}$  в волноводе прямоугольного сечения. Возможность возбуждения волны  $H_{11}$  в диэлектрическом стержне обусловлена наличием высокопроводящих растворов в секциях вокруг диэлектрического стержня.

Камера, содержащая диэлектрический стержень, может быть разделена на четыре несообщающиеся секции, в двух из которых расположен исследуемый раствор, а в двух оставшихся – эталонный, причем камера выполняется с возможностью вращения вокруг диэлектрического стержня вдоль его оси.

Вращение камеры вокруг неподвижного диэлектрического стержня с также неизменным в нем распределением вектора  $\vec{E}$  приводит к неодинаковому взаимодействию СВЧ-поля с исследуемым и образцовым растворами, т.е. в различные моменты времени неподвижная в пространстве плоскость поляризации волны  $H_{11}$  по разному ориентирована относительно прилегающих к стержню поверхностей в растворах. Так, в тот момент, когда вектор  $\vec{E}$  ортогонален поверхности раствора в двух секциях камеры, он (вектор  $\vec{E}$ ) параллелен поверхностям раствора в двух других секциях и наоборот. В связи с таким несимметричным расположением исследуемого и эталонного растворов относительно плоскости поляризации  $H_{11}$  потери СВЧ-мощности в скин-слое растворов в секциях, прилегающих к поверхности диэлектрического стержня периодически изменяются в процессе вращения камеры с частотой  $\omega$  вокруг диэлектрического стержня.

Задача о распространении электромагнитной волны в волноводе со стенками конечной проводимости решается при следующих упрощающих предположениях. Можно допустить, что распределение напряженности электрического и магнитного полей в волноводе со стенками конечной проводимости не отличается существенно от того распределения поля, которое получается в предположении об идеальном проводящих ограничивающих плоскостях. Не идеальная проводимость вызывает рассеяние энергии в стенках. Так как энергия течет из диэлектрика в стенки, из теоремы Пойтинга известно, что на поверхности стенок должны существовать тангенциальная составляющая напряженности электрического поля, величину которой определяют следующим образом: известны значения тангенциальных составляющих на всех четырех ограничивающих плоскостях, а также то, что эти составляющие непрерывны у гранич-

ных поверхностей. Из решения волновых уравнений для случая металлической среды бесконечной протяженности известно соотношение  $E = \eta H$ . Предполагается, что стенки волновода достаточно толсты и токи в них не достигают внешней поверхности. Так как  $\eta$ - величина малая, то составляющая электрического поля у поверхности очень мала по сравнению с остальными векторами поля и поэтому распределение поля в волноводе не нарушается. Указанных предположений достаточно для того, чтобы показать, что имеется явно выраженная асимметрия в значениях средней мощности, теряемой в вертикальных и горизонтальных стенках волновода. Мощность, теряемая в ограничивающих волновод проводящих стенках, равна скорости убывания мощности, протекающей через диэлектрик. Эта скорость убывания должна равняться мощности, теряемой волной во всех четырех ограничивающих поверхностях.

Рассмотрим физику распространения СВЧ-волны вдоль диэлектрического стержня в два разных момента времени. В первый момент времени камера ориентирована относительно вектора  $\vec{E}$  так, что вектор  $\vec{E}$  ортогонален поверхностям растворов, а в последующий – параллелен. Если свойства исследуемого и эталонного растворов отличаются за счет различной их концентрации, то потери СВЧ-мощности в поверхностном слое растворов на единицу длины диэлектрического стержня вдоль оси  $X$  (погонное затухание  $\alpha$ ) в два указанных момента времени также будут различны, причем разница в величине, регистрируемой измерителем мощности, в первом приближении пропорциональна разности концентраций исследуемого и эталонного растворов.

Если концентрация исследуемого и образцового растворов различна, то регистрируемая измерителем СВЧ-мощность изменяется синхронно с вращением камеры вокруг диэлектрического стержня. Далее регистрируемый измерителем переменный сигнал поступает в селективный измерительный усилитель, который выделяет, усиливает и измеряет переменную составляющую регистрируемого сигнала. Для синхронизации частоты усиления селективного измерительного усилителя с частотой вращения камеры служит синхронизатор.

Точность измерений повышается также за счет автоматического усреднения показаний измерителя СВЧ-мощности в силу периодического (с частотой  $\omega$ ) автоматического сравнения свойств исследуемого и эталонного растворов, при этом следует стремиться к увеличению частоты  $\omega$ , которую нужно выбрать в пределах 20-100 Гц.

Устройство работает следующим образом. Источник СВЧ-излучения возбуждает волну типа  $H_{10}$  на частоте 37,5 ГГц, что осуществимо в силу проводимости на этой частоте четырех стенок волноводной ячейки. При этом с помощью поляризатора и блока управления поляризатором осуществляется автоматическое, периодическое с частотой  $\omega = 10$  Гц (можно с большей частотой, вплоть до звуковых частот, в зависимости от конструкции поляризатора и блока управления поляризатором) изменение ориентации плоскости поляризации волны  $H_{10}$  в ячейке на  $90^\circ$  относительно осей  $X, Y, Z$ . Потери СВЧ-мощности в ячейке определяются, в основном, потерями на проводимость в ее стенках, так как потери в металлических стенках можно считать пренебрежимо малыми. Ес-

ли свойства излучаемых и эталонных растворов различны, то измеряемая мощность СВЧ-излучения, прошедшего через ячейку, а следовательно, сигнал, поступающий с измерителя СВЧ-мощности на селективный усилитель, оказывается переменным с частотой  $\omega = 10$  Гц.

С помощью описанного устройства можно осуществить контроль концентраций растворов в потоке, а также дифференциально контролировать свойства твердых веществ, например, концентрацию примесей в полупроводниках.

### **Анотація**

#### **Застосування НВЧ для виміру концентрації розчинів**

*Доведено можливість виміру концентрації розчинів за допомогою НВЧ випромінювання. Запропоновано пристрій для виміру концентрації розчинів.*

### **Abstract**

#### **The UHF using for solution concentration measurement**

*Possibility of measuring solutions concentration by means of superhigh frequency radiation has been proved.*

## ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ ПЫЛЕОСАДОЧНОЙ КАМЕРЫ ВИБРОЦЕНТРОБЕЖНЫХ ЗЕРНОВЫХ СЕПАРАТОРОВ

Тищенко Л.Н., докт. техн. наук, Харченко С.А., канд. техн. наук,  
Бредихин В.В., канд. техн. наук, Пивень М.В., канд. техн. наук

(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*В статье приведены исследования гидравлического сопротивления пылеосадочной камеры виброцентробежных зерновых сепараторов. Установлено влияние средней входной скорости воздушного потока, ширины дополнительного клапана, радиуса закругления перегородки, расхода воздуха на гидравлическое сопротивление.*

В результате проведенных исследований установлена возможность повышения эффективности процесса очистки воздушного потока разработанной пылеосадочной камерой виброцентробежных зерновых сепараторов, за счет применения устройства, осуществляющего промежуточный отбор и отвод частиц примесей [1, 2, 3]. Наряду с эффективностью очистки воздушного потока одной из основных характеристик пылеулавливающего устройства является гидравлическое сопротивление, поскольку от нее зависит требуемое давление вентилятора, и, соответственно, расход электроэнергии.

Целью статьи является исследование влияния гидравлического сопротивления с учетом конструктивно-технологических параметров разработанной пылеосадочной камеры виброцентробежных зерновых сепараторов.

Гидравлическое сопротивление определяли по перепаду статического давления до и после камеры [4], при помощи водяного микроманометра с пределами замера до 500 мм.вод.ст. Гидравлическое сопротивление относится к параметрам, которые являются результатом непосредственного замера, и точность измерений зависит от непосредственной точности приборов. Так как, цена деления шкалы микроманометра 1 мм, то абсолютная погрешность измерений гидравлического сопротивления составляет 1мм.вод.столба.

Замеренное гидравлическое сопротивление  $\Delta P_{np}$  приводили к нормальным условиям по формуле:

$$\Delta P_{np} = \Delta P \cdot 9,80665 \cdot \frac{760}{B} \cdot \frac{273 + t_o}{273}, \quad (1)$$

где  $\Delta P$  - величина разрежения после камеры (мм.вод.столба);  $B$  - барометрическое давление в лаборатории при исследованиях (мм.рт.столба);  $t_o$  - температура воздуха в лаборатории при исследованиях ( $^{\circ}\text{C}$ ).

В соответствии с целью и задачами, программой исследований процесса очистки воздушного потока пылеосадочной камерой предусмотрено исследова-

ние влияния конструктивных параметров пылеулавливающего устройства, расхода воздуха и скорости воздушного потока на гидравлическое сопротивление.

Согласно методике [5] определение гидродинамических характеристик пылеулавливающего аппарата проводили на незапыленном воздушном потоке.

Каждый эксперимент начинали с установки заданных конструктивных параметров пылеулавливающего устройства разработанной пылеосадочной камеры [2]. Далее включали вентилятор и секундомер. Продолжительность опыта - 30 с.

При исследованиях варьировали расход воздуха: 100, 80 и 60% от номинального. Замеренное гидравлическое сопротивление приводили к нормальным условиям по (1).

При проведении экспериментальных исследований установлено, что гидравлическое сопротивление разработанной пылеосадочной камеры превышает сопротивление серийной конструкции камеры. Однако, ввиду того, что воздушный поток проходит не только через основной канал, а и через пылеулавливающее устройство, это несколько компенсирует сопротивление от установки дополнительного клапана и отводных рукавов. Следует также отметить, что при полном угле открытия основного клапана на серийной пылеосадочной камере происходит отбор из зернового вороха не только примесей, а и зерен основной культуры.

В результате проведения экспериментальных исследований построены зависимости гидравлического сопротивления от средней входной скорости воздушного потока при разработанной и серийной конструкциях пылеосадочных камер (рис.1).

Из рис.1 видно, что при увеличении средней входной скорости воздушного потока гидравлическое сопротивление разработанной и серийной пылеосадочных камер увеличивается. Незначительное повышение гидравлического сопротивления разработанной камеры (на 10-12%) объясняется возможностью полного открытия основного клапана и дополнительным расходом воздуха через пылеулавливающее устройство. Исходя из паспортной средней входной скорости воздушного потока гидравлическое сопротивление разработанной пылеосадочной камеры составляет  $\Delta p = 355 \dots 365 \text{ Па}$ .

Экспериментально установлены зависимости гидравлического сопротивления от ширины дополнительного клапана  $D$ , при различных радиусах закругления перегородки  $R_2$  (рис.2), и от коэффициента расхода  $K_0$  для разработанной и серийной конструкций пылеосадочных камер, при различных расходах воздуха (рис.3).

Анализом рис.2 определено, что изменение ширины дополнительного клапана и радиуса закругления перегородки, в исследуемых диапазонах, изменяют гидравлическое сопротивление камеры на 1-2%. Это незначительно влияет на процесс очистки воздушного потока.

Анализом рис.3 установлено, что с увеличением коэффициента  $K_0 = 1 \dots 4$ , который зависит от положений основного и дополнительного клапанов и определяет скорость воздушного потока, гидравлическое сопротивление понижается в 1,3...1,5 раза.



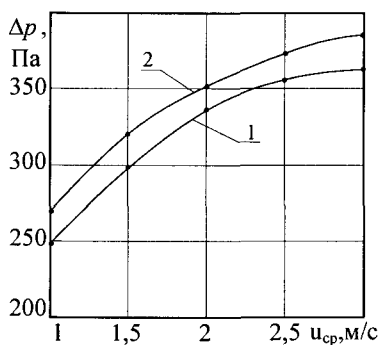


Рис. 1. Зависимости гидравлического сопротивления камеры от средней входной скорости воздушного потока: 1 – конструкция серийная; 2 – разработанная ( $\alpha = 31^\circ$ ;  $Q = 80\%$ ;  $A = 150\text{мм}$ ;  $D = 115\text{мм}$ ;  $b = 100\text{мм}$ ;  $R_2 = 150\text{мм}$ ).

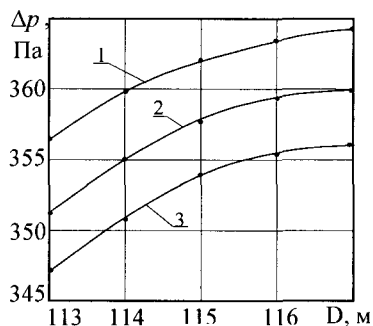


Рис. 2. Зависимости гидравлического сопротивления разработанной пылесосочной камеры от ширины дополнительного клапана, при: 1 -  $R_2 = 150\text{мм}$ ; 2 -  $R_2 = 152\text{мм}$ ; 3 -  $R_2 = 154\text{мм}$ ; ( $A = 150\text{мм}$ ;  $\alpha = 31^\circ$ ;  $b = 100\text{мм}$ ).

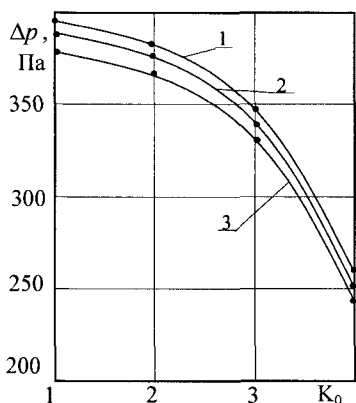


Рис. 3. Зависимости гидравлического сопротивления разработанной пылесосочной камеры от коэффициента расхода, при: 1 -  $Q = 100\%$ ; 2 -  $Q = 80\%$ ; 3 -  $Q = 60\%$ ; ( $A = 150\text{мм}$ ;  $D = 115\text{мм}$ ;  $b = 100\text{мм}$ ;  $R_2 = 150\text{мм}$ ).

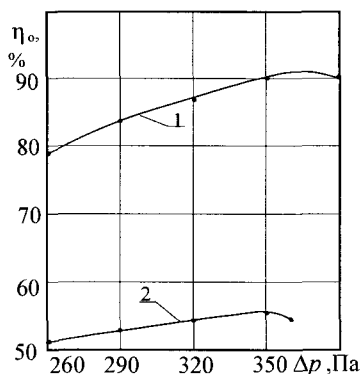


Рис. 4. Зависимости общего коэффициента очистки от гидравлического сопротивления камер: 1 – камера разработанная; 2 – серийная; ( $\alpha = 31^\circ$ ;  $A = 150\text{мм}$ ;  $D = 115\text{мм}$ ;  $b = 100\text{мм}$ ;  $R_2 = 150\text{мм}$ ;  $u_{cp} = 2\text{ м/с}$ ).

Диапазон изменения гидравлического сопротивления в зависимости от коэффициента  $K_0$  составляет:  $\Delta p = 250 \dots 380\text{Па}$ . Исходя из установленного гидравлического сопротивления при паспортной средней скорости воздушного потока ( $\Delta p = 355 \dots 365\text{Па}$ ) рациональный интервал составил: для коэффициента расхода

-  $K_0=2,2...2,4$ ; для расхода воздуха  $Q=80\%$  от максимального. При этом с увеличением расхода воздуха происходит увеличение гидравлического сопротивления на 2-4%.

На рис. 4 представлены зависимости общего коэффициента очистки от гидравлического сопротивления разработанной и серийной конструкций пылеосадочных камер.

Анализом зависимостей рис.4 установлены значения гидравлического сопротивления, которые составляют 350...360 Па, при эффективности очистки  $\eta_0 = 90-91\%$  разработанной пылеосадочной камеры.

Таким образом, при экспериментальном определении гидравлического сопротивления пылеосадочных камер установлено:

- исходя из паспортной средней входной скорости воздушного потока гидравлическое сопротивление разработанной пылеосадочной камеры составляет  $\Delta p = 355...365$  Па и превышает на 10-12% сопротивление серийной, благодаря возможности полного открытия основного клапана и дополнительному расходу воздуха через пылеулавливающее устройство;
- изменение ширины дополнительного клапана и радиуса закругления перегородки, в исследуемых диапазонах, изменяет гидравлическое сопротивление камеры незначительно (на 1-2%);
- увеличение коэффициента расхода  $K_0=1...4$ , определяющего скорость воздушного потока, понижает гидравлическое сопротивление в 1,3...1,5 раза. Рациональный интервал коэффициента расхода  $K_0=2,2...2,4$ ;
- оптимальный расход воздуха составляет  $Q=80\%$  от максимального, а с увеличением расхода воздуха на 20% происходит увеличение гидравлического сопротивления на 2-4%.

### Список литературы

1. Тищенко Л.Н., Харченко С.А. Исследование динамики воздушного потока в модернизированной пылеосадочной камере виброцентробежных зерновых сепараторов // Вибрации в технике и технологиях. - 2005. - №1(43). - С. 126 – 137.
2. Тищенко Л.Н., Харченко С.А. Определение сепарационной и фракционной эффективности процесса очистки воздушного потока разработанной пылеосадочной камерой виброцентробежных зерновых сепараторов // Вибрации в технике и технологиях. - 2006. - №2(44). - С. 67 – 74.
3. Пиловловлювач: Д.п. 69726 А Україна, МКИ В 01 D 45/04/ Л.М. Тіщенко, С.О. Харченко, М.Г. Пастушенко, В.Г. Породін (Україна). – 20031110655; Заявл. 25.11.2003; Опубл. 15.09.2004, Бюл.№9. – 4с.
4. Батулин В.В. Промышленная вентиляция. - М.: Гос. издат. строит. лит., 1948. - 302с.
5. Ярош Я.Д. Підвищення ефективності пиловловлювання батарейних циклонів за рахунок застосування елементів з жалюзійними решітками: Автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.17.08 / Національний університет „Львівська політехніка”. - Львів, 2003. –21с.

## **Анотація**

### **Дослідження гідравлічного опору розробленої пилоосаджувальної камери вібровідцентрових зернових сепараторів**

*В статті наведено дослідження гідравлічного опору пилоосаджувальної камери вібровідцентрових зернових сепараторів. Встановлено вплив середньої швидкості повітряного потоку на вході, ширини додаткового клапана, радіусу закруглення перегородки, витрати повітря на гідравлічний опір.*

## **Abstract**

### **Investigation of the hydraulic resistance designed of the dust-settling chamber used by the vibrocentrifugal grain separators**

*In a paper the researches of hydraulic resistance dust-settling chamber the vibrocentrifugal grain separators are reduced. Influencing mean input velocity of an air flow, width of the additional valve, radius of a round of a partition, air flow on hydraulic resistance is established.*

## ИЗМЕРЕНИЕ РАДИОАКТИВНОЙ ЗАГРЯЗНЕННОСТИ ПРОДУКТОВ В УСЛОВИЯХ ПОВЫШЕННОГО ФОНА

Шестиалтынов В. К., Спольник А. И., докт. физ.-мат. наук, Власенко В. Г.  
(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. П. Василенко)

*Предложена принципиальная схема быстродействующего прибора для контроля радиоактивного загрязнения продуктов растительного и животного происхождения.*

Последствия аварии на Чернобыльской АЭС вызвали настоятельную необходимость разработки быстродействующих приборов контроля радиоактивной загрязненности продуктов растительного и животного происхождения, потребляемых населением.

Минздравом Украины установлены очень жёсткие санитарные нормы, регламентирующие временно допустимые уровни (ВДУ) радиоактивной загрязненности продукции сельскохозяйственного производства. Причём, эти нормы всего лишь в два – пять раз превышают уровень естественной радиоактивности окружающей среды.

Санитарные нормы задаются в единицах удельной радиоактивности *кюри на килограмм* ( $\frac{Ки}{кг}$ ) контролируемого материала (мясо, молоко, зерновые и т.д.), в то время как существующие дозиметрические приборы широкого применения в основном определяют экспозиционную дозу в *рентгенах* ( $P$ ), либо мощность экспозиционной дозы *рентген за секунду* ( $\frac{P}{с}$ ).

Методы современного контроля радиоактивной загрязненности продукции сельскохозяйственного производства достаточно трудоёмки и долговременны, что является их существенным недостатком, особенно это ощутимо в условиях повышенного фона окружающей среды.

В данной работе рассмотрены структурные методы, положенные в основу разработки прибора, позволяющего исключить влияние изотропного радиоактивного излучения окружающей среды при контроле радиоактивной загрязненности продуктов растительного и животного происхождения.

Прибор выполнен по схеме прямого измерения с компенсацией радиоактивного фона окружающей среды и состоит из двух основных блоков: блока детектирования ионизирующих излучений и блока обработки информации (рис. 1). Последний выдает абсолютный результат измеренной удельной радиоактивности визуально в  $\frac{Ки}{кг}$  [1], а также посылает электрический сигнал на срабатывание исполнительного устройства.

Компенсация осуществляется измерением радиоактивного фона окру-

жающей среды тем же блоком детектирования, которым, в последствии, контролируется радиоактивная загрязненность продуктов потребления. Считая, что окружающий радиоактивный фон изотропный и квазистационарный, время измерения фона выбрано на порядок больше, чем время измерения радиоактивности объекта контроля. В дальнейшем количество импульсов (деленное на десять), эквивалентное радиоактивному фону окружающей среды, хранится в оперативном запоминающем устройстве и является опорой в вычитателе устройства сравнения.

Устройство сравнения на основе операции одновременного вычитания реализуется двухканальной структурой [ 2 ] и приведено на рисунке.

Здесь: БДИ – блок детектирования ионизирующих излучений; таймер – блок выбора времени измерения фона окружающей среды либо объекта контроля;  $N_k$  – число импульсов при контроле;  $N_\phi$  – число импульсов фона окружающей среды; В – вычитатель; ОЗУ – оперативное запоминающее устройство;  $N/10$  – декадный делитель; БОИ – блок обработки информации.

индикатор  
дозиметра

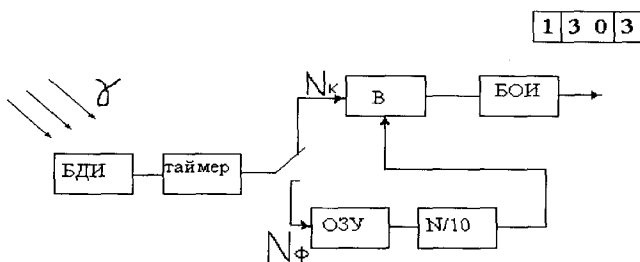


Рис.1. Устройство сравнения на основе одновременного вычитания.

Результатом сравнения является двухзначный кодовый сигнал  $a_i$  в виде случайной двухзначной последовательности логических „0” и „1”, содержащий информацию о соотношении между сравниваемыми величинами

$$a_i = [ 0,5 + 0,5 \operatorname{sign}( N_k - N_\phi ) ] = 0 \text{ при } N_k < N_\phi; 1 \text{ при } N_k > N_\phi.$$

Количество импульсов с выхода вычитателя поступает на вход БОИ, в котором преобразуется в величину, пропорциональную измеренной радиоактивной загрязненности объекта контроля. Последнее выводится в цифровом виде на табло и, при необходимости, используется в виде световой и звуковой сигнализации.

Предложенный принцип компенсации радиационного фона окружающей среды был заложен в разработку принципиальной схемы, по которой изготовлен прибор контроля радиоактивной загрязненности мяса на конвейере мясокомбината при технологической переработке туш и полутуш. Время измерения радиоактивного фона окружающей среды перед началом рабочей смены на ра-

бочем участке равнялось 100 секунд. Время измерения радиоактивной загрязненности туш и полутуш там же, составляло 10 секунд.

Лабораторные испытания метрических измерений потребителя удовлетворили.

#### Список литературы

1. В.К. Шестиалтынов, В.Г. Власенко, А.И. Спольник, **А.П. Мохир**. Контроль удельной радиоактивной загрязненности туш и полутуш крупного рогатого скота в процессе их переработки.– Сучасні напрямки технології та механізації процесів переробних та харчових виробництв. / Вісник ХДТУСГ. – Харків : ХДТУСГ, 2001.– Випуск 5. – С. 24–29.
2. Орнатский П.П. Теоретические основы информационно-измерительной техники. – 2-е изд., перераб. и доп.– Киев : Вища школа. Головное изд-во, 1983, – 455 с.

#### Анотація

#### **Вимірювання радіоактивного забруднення продуктів в умовах підвищеного фону навколишнього середовища**

*Запропонована принципіальна схема швидкодійного приладу для контролю радіоактивного забруднення продуктів рослинного та тваринного походження.*

#### Abstract

#### **Measurement of radioactive pollution of products in a high phone of environmental**

*A principle scheme of high-speed device for control of radioactive pollution of vegetable and animal production is proposed.*

## ОСОБЕННОСТИ РАЗРУШЕНИЯ МНОГОСЛОЙНЫХ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ

Вакуленко К. В., Дукаров С.В., канд. физ.-мат. наук,  
Казак И.Б., канд. техн. наук, Крышталь А.П., канд. физ.-мат. наук,  
Мацевитый В.М., докт. техн. наук

*(ИПМаш НАН Украины, Харьковский Национальный университет  
им. В.Н. Каразина)*

*На основе изучения особенностей разрушения многослойных вакуумно-плазменных покрытий при внедрении алмазного индентора получена качественная информация об адгезионной и когезионной прочности покрытий.*

Роль адгезии очень важна при реализации различных технологических процессов. К таким процессам можно отнести обработку материалов резанием и давлением, пайку, производство биметаллических материалов, нанесение защитных покрытий [1-3]. Так при нанесении защитных покрытий, хорошая адгезия материала покрытия к поверхности подложки наряду с другими важными факторами является обязательным условием их эффективности, поскольку только покрытие, обладающее высокой адгезионной прочностью, может обеспечить нормальную работу изделий в условиях влияния различных негативных факторов рабочей среды. Не меньшее внимание следует уделять также когезионной прочности наносимых покрытий, поскольку когезионная прочность материала обеспечивает целостность покрытия. Это особенно касается многослойных покрытий, в которых хорошее сцепление между отдельными слоями служит залогом работоспособности всего покрытия.

Для оценки адгезии в настоящее время существуют различные прямые и косвенные методы. В работе [4] дана сравнительная характеристика существующих методов определения адгезионной прочности покрытий. В работе [5] описан метод оценки качества адгезии покрытия к подложке, основанный на внедрении в поверхность образца с покрытием алмазного конусного индентора на твердомере Роквелла и определении площади скола покрытия вокруг отпечатка. В настоящей работе этот метод был дополнен микроскопическим исследованием состояния покрытия, как в окрестностях отпечатка, так и на поверхности самого отпечатка (поверхность углубления).

В данной работе исследовались многослойные покрытия, нанесенные вакуумно-плазменным методом на специальные образцы из термообработанной стали 20Х13. Покрытия имели различный состав и «конструкцию», их характеристики приведены в таблице.

На поверхностях исследуемых образцов с покрытиями на твердомере Роквелла при нагрузке 150 кг были сделаны уколы алмазным конусным индентором. Затем полученные отпечатки и их окрестности были тщательно рассмотрены при разных увеличениях на микроскопе МБС-9, на приборе ПМТ-3, а также на

Краткая характеристика покрытий

№ покрытия	Толщина покрытия, мкм	Характеристика многослойности <sup>1</sup>	Микротвердость, МПа <sup>2</sup>
1	8–10	$(\text{Cr}+\text{CrN})\times 10$ $(0,2+1,0)\times 10$	$\frac{12870}{21430}$
2	10–12	$(\alpha\text{-Ti}+\text{TiN})\times 10$ $(0,2+1,0)\times 10$	$\frac{11140}{14260}$
3	4–5	$\{\text{Cr}+(\text{TiCr})\text{N}\}\times 10$ $(0,1+0,5)\times 10$	$\frac{5020}{12870}$

Анализ приведенных на рисунках изображений конусной поверхности отпечатка и его окрестностей (рис. 1а, 1б) на покрытии №1 позволяет сделать следующие выводы. Во-первых, наблюдаются участки разрушения покрытия, сосредоточенные, в основном, на периферии отпечатка (в области перехода от конусной поверхности углубления к зоне плоского шлифа). При этом площадь разрушений больше на конусной поверхности углубления.

Во-вторых, на конусной поверхности наблюдаются несколько характерных элементов разрушения покрытия. Это, прежде всего, радиальные трещины, которые расходятся от центра отпечатка по радиусам в разные стороны равномерно, причем в некоторых местах эти трещины имеют продолжение в покрытии уже за пределами отпечатка, то есть на горизонтальном участке поверхности.

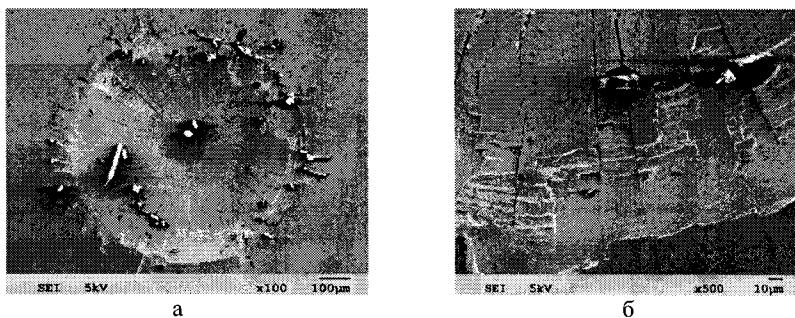


Рис. 1. Изображение отпечатка на поверхности образца с покрытием №1.

Эти трещины, в основном, прямолинейные, хотя в некоторых случаях наблюдается небольшая извилистость. Кроме этих трещин, наблюдаются сколы покрытия, как правило, ограниченные двумя большими соседними трещинами. В этих секторах покрытия скалываются чешуйками, причем граница скалыва-

<sup>1</sup> В числителе показана «конструкция» многослойного покрытия, а в знаменателе – задаваемая толщина отдельных слоев в мкм.

<sup>2</sup> В числителе – минимальные значения, а в знаменателе – максимальные значения микротвердости.



ния хотя и неровная, но ориентирована приблизительно перпендикулярно трещинам, которые ограничивают сектор. Степень разрушения уменьшается от края отпечатка к его центру. На поверхности скола в некоторых секторах просматривается ребристость (регулярная последовательность параллельных светлых полосок, которые образуют концентрические кольца (подобно годовым кольцам на срезе ствола дерева)). Можно предположить, что поверхность скола пересекает под малым углом покрытие и, как на косом шлифе, проявляет картину многослойности. Полный скол покрытия, очевидно, происходит только в отдельных участках периферийной области отпечатка.

В-третьих, больших полных сколов покрытия в окрестностях отпечатка не наблюдается, что свидетельствует об удовлетворительной адгезии покрытия.

На рис.2 показаны изображения отпечатка и его окрестностей, а также конусной поверхности на образце с покрытием №2. Четко виден скол покрытия вокруг отпечатка, однако этот скол не является полным (не до подложки), что установлено путем измерения микротвердости на поверхности скола, а также оптическим способом измерения высоты ступеньки скола. Кроме того, на поверхности скола наблюдаются светлые границы (см. рис.2а), что представляют собой границы скола отдельных слоев покрытия. Вокруг отпечатка на конусной поверхности при большом увеличении видна сетка микротрещин (рис. 2б), которые в сравнении с трещинами на покрытии №1 выглядят более узкими и короткими. Кроме того, они имеют не только радиальную ориентацию, но и концентрическую относительно окружности отпечатка. При этом не наблюдаются сколы покрытия внутри отпечатка.

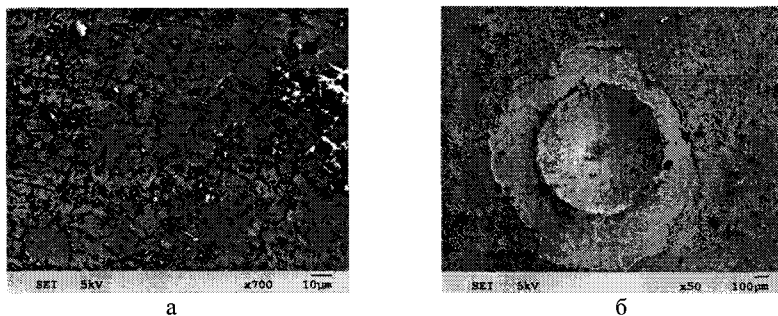


Рис. 2. Изображение отпечатка и конусной поверхности на образце с покрытием №2.

Обращает на себя внимание тот факт, что послойное скалывание покрытия приводит к своеобразному очищению поверхности от капельной фазы. На месте капель, которые сорвались, возникают небольшие по размерам углубления в поверхности покрытия.

В целом, оценивая покрытие №2, можно сказать, что оно является менее хрупким в сравнении с покрытием №1, имеет удовлетворительную адгезию к подложке, но низкую прочность сцепления между отдельными слоями, что,

возможно, связано с низкой когезионной прочностью титановых прослоек.

На рис.3а представлено изображение отпечатка и его границ на образце с покрытием №3 при малом увеличении. Видно, что несмотря на отсутствие больших сколов, на значительной площади вокруг отпечатка имеет место растрескивание покрытия, причем это растрескивание имеет ориентированный характер (оно происходит приблизительно концентрично окружности отпечатка), и в значительной мере приглушается за счет образования субмикроскопических, возможно, послойных разрушений в некоторой области, которая прилегает к трещине, что очень хорошо заметно при большом увеличении. Эти элементы разрушения выглядят светлыми паутинообразными областями малой ширины (приблизительно 10 мкм).

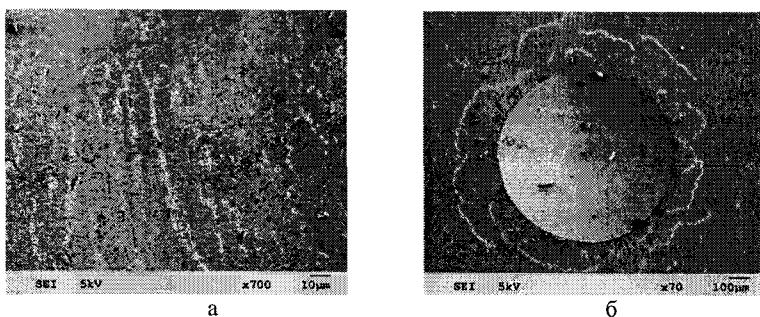


Рис. 3. Изображение отпечатка и конусной поверхности на образце с покрытием №3.

Подобные элементы разрушения наблюдаются также внутри отпечатка на конусной поверхности (рис.3б). В этом случае они имеют радиальную ориентацию. В окрестностях отпечатка непосредственно возле его края в некоторых местах наблюдаются сколы покрытия небольшой длины (до 30 мкм), которые свидетельствуют о послойном разрушении покрытия и выглядят именно так, как скол внутри отпечатка на покрытии №1 (рис.1)

Судя по интенсивности и характеру разрушений, покрытие №3 занимает промежуточное положение между покрытием №1 и покрытием №2. То есть, оно менее хрупкое, чем покрытие №1, но более хрупкое, чем покрытие №2. Что касается адгезии, то она является удовлетворительной для всех рассмотренных покрытий.

Таким образом, детальное исследование отпечатков, полученных на образцах с многослойными вакуумно-плазменными покрытиями, дало возможность получить довольно разнообразную информацию относительно адгезионной и когезионной прочности этих покрытий и их способности к пластическому деформированию в условиях сложного напряженного состояния.

#### Список литературы

- 1 Мацевитый В.М. Покрытия для режущих инструментов. – Х.: Вища школа, 1987. – 128 с.

2. Семенов А.П. Схватывание металлов. – М.: Машгиз, 1958. – 280 с.
3. Найдич Ю.В. Контактные явления в металлических расплавах. – К.: Наук. думка, 1972. – 196 с.
4. Зимон А.Д. Адгезия пленок и покрытий. – М.: Химия, 1977. – 352 с.
5. Мацевитый В.М. Способ контроля качества адгезии износостойких покрытий / Мацевитый В.М., Романова Л.М., Береснев В.М. // Тезисы докладов I научно-технической конференции «Применение прогрессивных инструментальных материалов и методов повышения стойкости режущих инструментов». – Краснодар. – 1983. – С.93-94.

#### **Анотація**

#### **Особливості руйнування багатoshарових вакуумно-плазмових покриттів**

*На основі вивчення особливостей руйнування багатoshарових вакуумно-плазмових покриттів при проникненні алмазного індентора одержано якісну інформацію про адгезійну і когезійну міцність покриттів.*

#### **Abstract**

#### **Features of failure of multilayer vacuum-plasma coatings**

*Qualitative information on the adhesive and cohesive strength of coatings was obtained based on studying the features of failure of multilayer vacuum-plasma coatings upon penetration of a diamond indenter.*

## КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ КОРРОЗИОННОЙ ПОВРЕЖДЕННОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН

Милешкин М.Б., канд. техн. наук, Библик И.В., Алексеева А.М.  
(ИПМаш НАН Украины)

*На примере лопаточных сталей 20X13 и 15X11МФ проанализирована возможность применения компьютерного моделирования для оценки влияния степени коррозионной поврежденности поверхности лопаток паровых турбин на прочностную надежность и остаточный ресурс.*

Для большинства конструкционных элементов энергетического оборудования характерны долговременная работа при значительных тепловых и механических нагрузках и одновременном воздействии коррозионной среды. Поэтому материалы наиболее ответственных узлов энергетического оборудования должны иметь высокий уровень прочности в коррозионной среде, что могло бы обеспечить длительную и надежную работу оборудования в этих условиях эксплуатации.

При анализе статистики повреждений лопаточного аппарата ЦНД паровых турбин отмечено, что существенную роль в снижении усталостной прочности лопаток играет повреждение поверхности язвенной коррозией [1]. Так, например, язвы диаметром от 1 до 4 мм были обнаружены на поверхности рабочих лопаток ЦНД после наработки от 19 до 105 тыс. час. работы, а из результатов стендовых испытаний натуральных лопаток следует, что конструктивный предел выносливости лопаток с реальными эксплуатационными коррозионными повреждениями снижается по сравнению с новыми лопатками до двух с половиной раз [2].

Опыт эксплуатации лопаток ЦНД показывает, что их поломкам предшествует накопление определенной степени коррозионной поврежденности поверхности. Причем для разных типов конструкций лопаток это предельное состояние разное. Одним из возможных способов предотвращения поломок лопаток ЦНД является установление критериев их надежности (определение допустимой степени коррозионной поврежденности) и своевременная замена поврежденных лопаток.

Определение этого предельного состояния может быть проведено либо расчетным путем напряженного состояния лопаток с учетом снижения их конструктивного предела выносливости из-за коррозионного повреждения поверхности, либо из анализа статистики повреждений лопаток данной конструкции. Необходимым условием для реализации этих подходов является систематизация данных при описании состояния лопаток, выработка общего подхода к оценке коррозионной поврежденности их поверхности.

Решение этой задачи путем испытания лопаток с реальными эксплуатационными дефектами на сегодняшний день не представляется возможным, так как невозможно подобрать достаточное количество серий лопаток с необходимым

распределением коррозионных язв по плотности и размерам [3].

В настоящей работе для решения этой задачи был применен специальный расчетно-экспериментальный метод (РЭМ) [4,5], в котором использование компьютерной модели материала в принципе позволяет учесть все возможные виды повреждений.

Рассматривалась поверхность «образцов лопаток», на которую наносились искусственные повреждения заданного размера и плотности, имитирующие эксплуатационные коррозионные повреждения. В качестве примера на рис. 1, а,б изображены два варианта различного распределения коррозионных язв в одном поперечном сечении компьютерной модели материала. Размеры мезо-объемов в модели материала составляли 30 мкм.



Рис. 1.

В качестве материала образцов были выбраны лопаточные стали 20Х13 и 15Х11МФ.

Накопление повреждений на двух этапах компьютерного "усталостного нагружения" образцов стали 15Х11МФ с коррозионными дефектами, распределение которых приведено на рис. 1,б, показано на рис. 2.

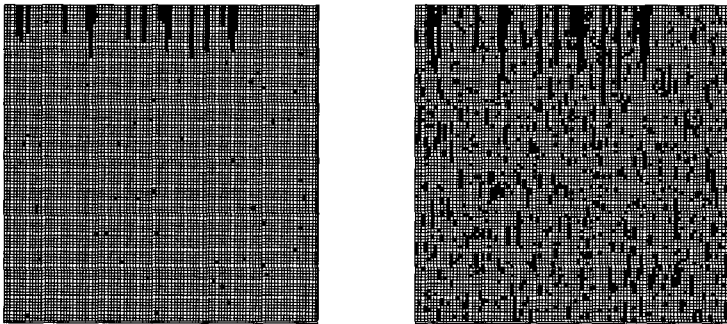


Рис.2.

Естественно, что кинетика многоциклового усталости должна существенно зависеть как от первоначальных несовершенств в материале, так и от появившихся в процессе эксплуатации. В связи с этим была проведена оценка степени влияния коррозионных повреждений на ход усталостных кривых (в частности, на предел выносливости) при многоцикловоом нагружении образцов исследованных сталей.

Кривые усталости для гладких образцов и образцов с искусственными коррозионными повреждениями стали 20Х13 приведены на рис. 3, 4.

Следует заметить, что кривые усталости построены для образцов стали 20X13 без учета особенностей распределения напряжений по сечению лопаток. Хорошо известно, что это распределение носит достаточно сложный характер и зависит от целого ряда факторов [6]. В этой связи оценку ресурса реальных лопаток следует проводить по различным сечениям.

На рис. 3 кривая 1 соответствует гладкому образцу, кривая 2 – образцу с плотностью коррозионных язв 0,1 и относительной глубиной язв 0,05, кривая 3 – образцу с плотностью коррозионных язв 0,2 и относительной глубиной язв 0,05. На рис. 4. кривая 1 соответствует гладкому образцу, кривая 2 – образцу с плотностью коррозионных язв 0,1 и относительной глубиной язв 0,1, кривая 3 – образцу с плотностью коррозионных язв 0,2 и относительной глубиной 0,1. Установлено, что с увеличением размера язв наблюдается снижение предела выносливости образцов.

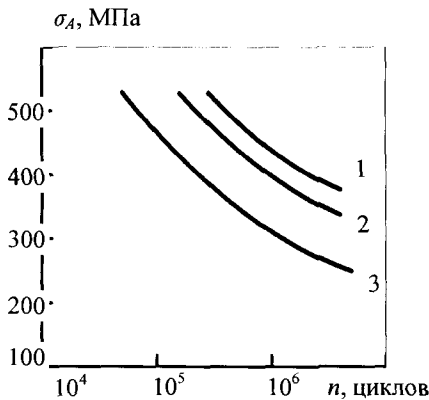


Рис. 3.

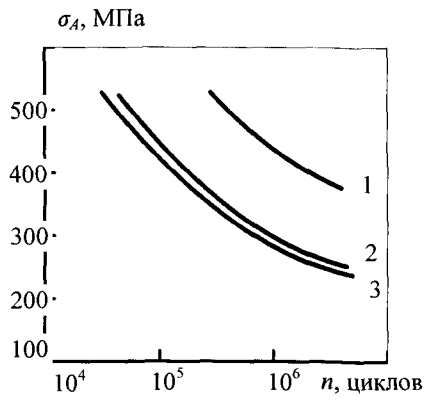


Рис. 4.

–  $\sigma_A$  амплитуда цикла

На рис. 5 приведены зависимости предела выносливости ( $\sigma_{-1}$ ) исследованных образцов стали 20X13 от относительной глубины коррозионных язв ( $d_{omn}$ ) для двух значений относительной плотности язв ( $1 - r_{omn} = 0,1$ ;  $2 - r_{omn} = 0,2$ ). Видно, что зависимости достаточно хорошо аппроксимируются прямыми, при этом более глубокие коррозионные язвы приводят к более существенному уменьшению предела выносливости.

Можно определить коэффициент влияния коррозионной поврежденности поверхности  $K_\sigma$  [1]

$$K_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{-1}^*},$$

где  $\sigma_{-1}$  – предел выносливости для гладких образцов;  $\sigma_{-1}^*$  – предел выносливости для образцов с коррозионными язвами.

На рис. 6 приведены зависимости  $K_\sigma$  от относительной плотности корро-

зионных язв ( $r_{омн}$ ) для образцов стали 15X11МФ (кривые 1, 3) и стали 20X13 (кривые 2, 4) при двух значениях относительной глубины язв ( $1 - d_{омн} = 0,1$ ;  $2 - d_{омн} = 0,05$ ).

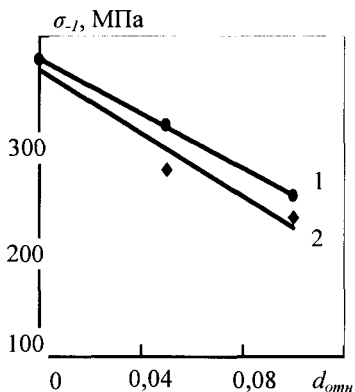


Рис. 5.

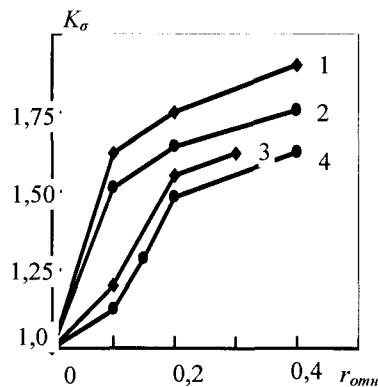


Рис. 6.

Из рис. 6 видно, что характер зависимостей  $K_\sigma$  совпадает. При этом для одной и той же плотности коррозионных повреждений (например,  $r_{омн} = 0,4$ ) коррозионные язвы с относительным размером 0,05 снижают сопротивление усталости образцов исследованных сталей в 1,6 раза, а язвы с относительным размером 0,10 — в 1,75-1,9 раза. При этом расстояние между язвами практически не сказывается на пределе выносливости образцов.

Таким образом, из приведенных результатов моделирования коррозионных дефектов в лопатках паровых турбин следует, что оценку надежности лопаток целесообразно проводить по размеру наибольших коррозионных язв на их поверхности.

Учитывая, что РЭМ позволяет получать кривые усталости для материалов с различными коррозионными повреждениями, а следовательно и определять для них предел выносливости, применение компьютерного моделирования может оказаться особенно перспективным и для оценки остаточного ресурса лопаток паровых турбин.

Одинаковый характер изменения коэффициента влияния коррозии  $K_\sigma$  для исследованных сталей (см. рис. 6), предполагает, что он может быть использован при расчете долговечности лопаток как из сталей 20X13 и 15X11МФ, так и других хромистых сталей с пределом прочности 700-800 МПа [1].

Следует иметь в виду, что в рассмотренном случае не учитывается дополнительное снижение сопротивления усталости лопаток из-за других, отличных от коррозии, факторов, например, из-за эрозионного износа, чрезмерного утонения кромок и т.д. При наличии подобных повреждений в лопатках необходим комплексный подход, учитывающий влияние всех возможных поражающих факторов, которые, если известен характер их влияния, могут быть уч-

тены в модели материала РЭМ путем введения дополнительных параметров в структурные элементы модели при компьютерном моделировании усталостной поврежденности.

### Список литературы

1. Критерии эксплуатационной надежности коррозионно-поврежденных лопаток ЦНД паровых турбин / В.Ф. Резинских, А.И. Лебедева, А.Ф. Богачев // Электрические станции. – 1991. – № 7. – С. 32-35.
2. Эксплуатационные повреждения лопаток зоны влажного пара / А.А. Чижик, А.М. Клыпина, Н.Н. Ревякина, С.В. Мурашин // Труды ЦКТИ. – 1987. – Вып. 237. – С. 15-20.
3. Прочность и долговечность элементов энергетического оборудования / Поспишил Б., Квитка А.Л., Третьяченко Г.Н. и др. – Киев: Наук. думка, 1987. – 216 с.
4. Милешкин М.Б. Комплексная оценка влияния различных видов повреждений материала на несущую способность элементов конструкций / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Совершенствование турбоустановок методами математического и физического моделирования: Сборник научных трудов. – Харьков: ИПМаш НАНУ, 2000.- С. 369-374.
5. Милешкин М.Б. Применение специального расчетно-экспериментального метода для исследования кинетики усталостного разрушения материалов и оценки ресурса элементов конструкций / Милешкин М.Б., Библик И.В. // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 8-й МНТК. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003. – С. 218-220.
6. Воробьев Ю.С. Колебания лопаточного аппарата турбомашин. – Киев: Наук. думка, 1988. – 224 с.

### Анотація

#### Комп'ютерне моделювання корозійного пошкодження поверхні лопаток турбомашин

*На прикладі лопаткових сталей 20X13 й 15X11МФ проаналізована можливість застосування комп'ютерного моделювання для оцінки впливу ступеня корозійного пошкодження поверхні лопаток парових турбін на міцносну надійність і залишковий ресурс.*

### Abstract

#### Computer modelling of corrosion damage of a surface of details of turbomachines

*By the example of steel 20X13 and 15X11MФ the opportunity of application of computer modelling for an estimation of influence of a degree of corrosion damage of a surface of details of steam turbines on reliability and a residual resource is analysed.*



## КОНТРОЛЬ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ

**Проволоцкий А.Е., докт. техн. наук, Кадильникова Т.М., канд. техн. наук**  
(Национальная Металлургическая академия Украины)

*Предлагается методика оценки технического состояния машин и механизмов по фактическому состоянию с активным применением элементов вибродиагностики.*

Увеличение эффективности, надежности, ресурса, а также обеспечение безопасной эксплуатации машин и механизмов тесно связаны с необходимостью оценки их технического состояния. Контроль технического состояния машин и оборудования является естественным путем повышения качества продукции и снижения эксплуатационных расходов. Главной задачей такого контроля можно считать переход на обслуживание и ремонт техники по фактическому состоянию. Для ее решения следует использовать новые эффективные технологии диагностики, которые существуют и непрерывно совершенствуются, но еще недостаточно широко внедряются в Украине.

В настоящее время методы обслуживания машин и механизмов принято подразделять в общем случае на три вида:

**1. Первый вид - обслуживание машин и механизмов до выхода их из строя.**

В основном это касается дешевого вспомогательного оборудования при наличии его резервирования, когда замена дешевле, чем затраты на его ремонт и обслуживание [1]. В отсутствии резервирования на время ремонта производственный процесс приходится останавливать. Часто при эксплуатации машин и механизмов до выхода их из строя проводятся дополнительно периодические измерения вибрационных характеристик, что позволяет снижать время ремонта за счет возможности определить в первом приближении время, когда машина или механизм может выйти из строя, и своевременно обеспечить обслуживающий персонал запасными частями, имея возможность оценить, какие запасные части могут в этом случае понадобиться.

**2. Второй вид обслуживания - обслуживание машин и механизмов по регламенту.**

В этом случае обслуживание производится в соответствии с рекомендациями завода изготовителя через определенные промежутки времени, например, еженедельно или раз в месяц, независимо от технического состояния машины. Такой вид обслуживания обычно называется планово-профилактическим. Если периодичность обслуживания определяется методами статистического анализа, то в соответствии с регламентирующими документами период между обслуживаниями обычно составляет время, в течение которого не менее 98% машин работает без отказов. При обслуживании по регламенту, казалось бы, не теряется, по крайней мере, возможность воспользоваться га-

рантией завода изготовителя. Но оказывается, что не менее 50% из числа всех технических обслуживаний по регламенту выполняются без фактической их необходимости [2]. Кроме того, для многих машин обслуживание и ремонт по регламенту не снижает частоту выхода их из строя [3]. Более того, надежность работы машин и механизмов после технического обслуживания, если обслуживание предусматривает разборку механизма или замену деталей, часто снижается, иногда временно, до момента их приработки, а иногда это снижение надежности обусловлено появлением отсутствовавших до обслуживания дефектов монтажа. Исследования показали, что порядка 70% дефектов вызвано обслуживанием машин и оборудования [4].

### 3. Третий вид обслуживания - обслуживание по фактическому техническому состоянию.

При этом виде обслуживания состояние машин и механизмов контролируется или периодически (при отсутствии дефектов), или в зависимости от результатов диагноза и прогноза технического состояния. Проведение технического обслуживания в этом случае производится только тогда, когда это необходимо в связи с наступлением высокой вероятности отказа оборудования. Тем самым не нарушается работа исправного механизма из-за вмешательства человека.

Сравнительный анализ различных методов обслуживания оборудования роторного типа, по данным Ассоциации Открытых Систем Управления Информацией о Состоянии Машин "MIMOSA" [1], показал, что удельные затраты на техобслуживание в энергетическом секторе США составили в 1998г.

- \$18 на л.с. - при работе оборудования до выхода из строя
- \$13 на л.с. - при обслуживании по регламенту
- \$9 на л.с. - при обслуживании по техническому состоянию.

Экономический эффект от перехода с обслуживания и ремонта по регламенту на ремонт и обслуживание по фактическому состоянию по данным фирмы "Bruel and Kjaer" (Дания) представлен в табл. 1 [1].

Таблица 1.

Годовой экономический эффект от перехода с обслуживания и ремонта по регламенту на ремонт и обслуживание по фактическому состоянию

Химический комбинат (машины с вращающимися элементами)	Снижение числа проводимых технических обслуживаний с 274 до 14	
Нефтеперерабатывающий комбинат (электродвигатели)	Снижение затрат на обслуживание на 75 %	
Бумажная фабрика	\$ 250.000, что в 10 раз перекрыло расходы на закупку средств для мониторинга механических колебаний	
Атомная электростанция	\$ 3.000.000 за счет снижения затрат на техническое обслуживание	\$ 19.000.000 дополнительное увеличение доходов

Все виды обслуживания и ремонта предполагают проведение технического обследования механизмов. Осмотр механизмов проводится с целью выявления следующих повреждений:

- трещины и изгибы корпусов редукторов, тормозных шкивов, тормозных колодок, блоков, барабанов;
- износ зубчатых и червячных сцеплений;
- раскрашивание рабочей поверхности зубцов колес и их изгиб;
- износ рабочих поверхностей подшипников, разрушения сепараторов и тел качения, ослабление посадки подшипников;
- ослабление посадки муфт на валах и пальцев в гнездах, износ шпоночных и шлицевых соединений;
- износ элементов муфт (пальцев, резиновых втулок, зубчатых полумуфт);
- износ элементов цепных и зубчатых передач;
- нарушение соосности валов, соединенных муфтами;
- износ и разрушение уплотнений валов, поверхностей разъема, торцевых крышек корпусов, редукторов, коробок;
- трещины и разрушения элементов металлоконструкции рам редуктора, тормоза или фланца электродвигателя или гидромотора;
- остаточные деформации или изгиб пружин;
- износ и механические повреждения рычагов блоков, барабанов, лебедок и рабочих поверхностей тормозных шкивов и тормозных накладок;
- перекося опорно-поворотного механизма;
- нарушение балансировки барабана или тормозного шкива;
- отсутствие смазки в редукторах, подшипниковых узлах, шарнирах и других соединениях;
- ослабление креплений механизмов, в том числе канатов;
- нарушение целостности структуры канатов.

Местами возможного появления трещин являются:

- места резкого изменения сечений;
- участки с пересечениями шлицами, шпоночными пазами, канавками, резьбою;
- места возможных повреждений при транспортировке;
- участки высоких напряжений, определяемые по результатам математического моделирования.

Наличие трещин устанавливается визуально или по необходимости методами неразрушающего контроля. Во время проверки степени износа, раскрашивания контактных поверхностей получаемые измерения сравниваются с размерами на чертежах или с размером аналогичного участка, где износ отсутствует. Для определения величины раскрашивания контактных поверхностей площадь поверхности образованной раковины относят к площади всей рабочей поверхности контакта.

При ревизии **подшипников скольжения** следует проверить:

- при помощи щупа зазор между шейкой вала и вкладышем и в случае необ-

- ходимости подтянуть вкладыши;
- состояние рабочих поверхностей шеек вала и вкладышей, а также характер их износа;
- величину верхнего (радиального) зазора между шейкой вала и вкладышем подшипника;
- состояние и размеры масляных карманов и маслораспределительных каналов; если требуется очистить их и маслопроводящие отверстия от загрязнений;
- состояние галтелей вала и заплечников вкладышей (радиус галтелей должен быть меньше радиуса закруглений вкладыша);
- надежность крепления корпуса подшипника;
- состояние уплотняющих устройств и надежность крепления маслосодержателей.

При общей площади рисок, задиrow, вмятин до 5% от площади всей поверхности вкладышей допускается местная зачистка шабером или запайка с последующим шабрением. В остальных случаях требуется замена вкладышей (втулок). Замена подлежат также вкладыши и втулки, в теле которых обнаружены трещины. Наплавка вкладышей с баббитовой заливкой разрешается, если заливка выкрошена не более, чем на 20% поверхности вкладыша. В случае большей поверхности раскрашивания, а также расслаивания и отставания от тела вкладыша баббитовую заливку необходимо перезалить. Глухой и дребезжащий звук, возникающий при простукивании вкладыша молотком, указывает на неплотное прилегание баббитовой заливки.

Для нормальной работы подшипника между вкладышем и шейкой вала должен быть определенной величины радиальный (верхний зазор). Зазор устанавливает конструктор при проектировании по данным принятой им посадки, если таких данных нет, то следует руководствоваться допусками и посадками по 3-му классу точности. Верхний зазор регулируется набором прокладок посредством их последовательной укладки в плоскости разъема корпуса. Во время работы температура опорного вкладыша не должна превышать 60-65° С, а температура наружной поверхности корпуса 50-55° С. Причинами чрезвычайного нагревания подшипников могут быть отсутствие смазки или недостаточная подача ее на шейки вала, несоответствие применяемой смазки условиям работы подшипника; засорение смазки; чрезмерная затяжка вкладышей или неудовлетворительная их пригонка к шейке вала; перекос вала.

Ревизия **подшипников качения** общего назначения (шариковых и роликовых) состоит из следующих этапов: разборка, промывка, заправка, технический осмотр и монтаж.

Во время технического осмотра необходимо проверить:

- состояние и качество беговых дорожек, тел качения, сепараторов;
- плотность насадки внутреннего и наружного колец;
- наличие осевой игры, достаточной для компенсации температурного удлинения вала;
- уплотнительные устройства.

Бывшие в работе подшипники качения общего назначения допускаются к

повторной установке при условии, если величина радиального зазора между беговой дорожкой наружного кольца и телами качения не превышает 0,20 мм для шариковых и 0,25 мм для роликовых подшипников.

Подшипники качения заменяются в случае:

- а) появления выработки в виде бороздок, отслаивания или раскрашивания на телах качения или на беговых дорожках колец;
- б) появления трещин на рабочих поверхностях внутреннего или наружного кольца;
- в) повреждения сепаратора или бортов вращающегося кольца;
- г) увеличения радиального зазора вследствие износа;
- д) неукомплектованности телами качения.

Температура правильно собранных подшипников качения, работающих в нормальных условиях, не должна превышать 70°C. Причиной нагрева может быть отсутствие, недостаточной количество или, наоборот, избыток смазки, а также несоответствие ее режиму работы (устраняемый дефект). Сложнее устранить нагрев, вызываемый задеванием вращающихся частей за неподвижные детали, недостаточными зазорами тел качения. В этих случаях дефектные подшипники подлежат замене.

В процессе работы в **зубчатых передачах** образуются различные дефекты. Чаще всего ими оказывается износ и поломка зубьев, реже – трещины в ободе колеса, в спицах и ступице. Износ может происходить равномерно (постепенный износ) и резко (интенсивный износ).

Постепенный износ происходит как следствие повышенного трения и зависит от твердости материала, из которого изготовлены шестерни, их термической обработки, правильности подбора смазки, недостаточной чистоты масла и несвоевременной смены его, перегрузки передачи. Постепенный износ является результатом плохого монтажа и при правильной сборке (строгом соблюдении радиального зазора) обычно отсутствует. Однако радиальный зазор в зубьях может измениться также вследствие выработки вкладышей подшипников и при этом возможно как увеличение радиального зазора, так и его уменьшение.

Интенсивный износ зубьев могут вызвать следующие причины:

- а) недостаточная или неправильная подача масла, когда оно не поступает в зацепление и не захватывается зубьями;
- б) наличие в масле большого количества (более 0,5%) механических примесей;
- в) применение масла недостаточной вязкости;
- г) уменьшение бокового зазора между зубьями сопряженных колес, вследствие чего увеличивается трение между ними;
- д) наличие на головках зубьев острой кромки, способствующей разрушению и удалению с рабочих поверхностей масляной пленки;
- е) недостаточная поверхность касания между зацепляющимися зубьями вследствие перекоса валов и неправильного изготовления зубчатых колес;
- ж) недостаточная твердость поверхности зубьев колес.

Предельно допустимый износ зубьев по толщине (считая по дуге начальной окружности) устанавливается для различных классов машин и составляет

10-30% от толщины зуба. По достижении указанного предельного допустимого износа зубчатые колеса и шестерни необходимо заменить.

Независимо от степени износа зубьев зубчатые колеса должны быть немедленно заменены (или отремонтированы), если:

- а) у основания одного из зубьев обнаруживается одна или несколько трещин;
- б) площадь рабочей поверхности зубьев, поврежденная усталостным раскрашиванием, превышает 30% рабочей поверхности зуба, а глубина ямок раскрашивания превосходит 10% толщины зуба. Температура масла в редукторах с зубчатыми передачами не должна превышать 60°C. Проверка наличия смазки в редукторе осуществляется при помощи шупов независимо от конструкции редуктора. В работающих редукторах шум, проверяемый слуховой трубкой, должен быть незначительным, ровным, без постукиваний и тресков и без изменения звучания. Причины, вызывающие сбой в работе редуктора, представлены в табл. 2.

Таблица 2.

Характер и причины изменения шумовых сигналов при работе редуктора

Характер шума	Причины возникновения дефекта
Периодическое щелкание зубьев, особенно прослушиваемое со стороны ведомого колеса	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Некачественное изготовление колеса – большие отклонения в шаге по окружности.</li> <li>2. Увеличение бокового зазора между зубьями.</li> </ol>
Резкий металлический скрежет, дребезжащий звук, вызывающий вибрацию корпуса редуктора	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Недостаточный боковой зазор между зубьями передачи.</li> <li>2. Расцентровка колес пары.</li> <li>3. Острые кромки в головках зубьев.</li> <li>4. Неравномерная выработка рабочего профиля зубьев (хребты и канавки).</li> </ol>
Неравномерный, но непрерывный стук в зацеплении, прослушивающийся во всех местах корпуса	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. Недостатки профильной поверхности зубьев.</li> <li>2. Выработка поверхности зубьев.</li> </ol>

Из характера причин, вызывающих возникновение ненормального шума в редукторе, вытекают мероприятия, которые должны быть предприняты для устранения дефектов редуктора.

Современные системы мониторинга и диагностики реально обеспечивают переход на обслуживание и ремонт машин по фактическому состоянию. В настоящее время ни одно крупное западное оборудование не поставляется без стационарных систем, и экономический эффект от ее использования учитывается при планировании эксплуатационных затрат.

Украинский парк машин отличается от западного тем, что большинство машин и оборудования давно выработали ресурс и требуют капитального ремонта или замены. Учитывая этот факт, системы мониторинга и диагностики должны приспосабливаться к работе с таким оборудованием, и основное

внимание уделять глубокой диагностике наиболее аварийноопасных узлов. Это позволит быстро восстанавливать их после повреждений при проведении ремонтов диагностируемых машин.

#### **Список литературы**

1. Байхельт Ф., Франкен П. Надёжность и техническое обслуживание. Математический подход. Пер с нем. – М.: Радио и связь, 1988. – 92 с.
2. Вибрация и вибродиагностика судового электрооборудования. Александров А.А., Барков А.В., Баркова Н.А., Шафранский В.А.. Л., Судостроение, 1986.- 224 с.
3. Barkov, N. A. Barkova, J.S. Mitchell, "Condition Assessment and Life Prediction of Rolling Element Bearings", Sound and Vibration, Part 1, June, 1995, p.p. 10-17, Part 2, September, 1995, p.p. 27-31.
4. Барков А. В. Мониторинг и диагностика роторных машин по вибрации: Учеб. пособие/ Барков А. В., Баркова Н. А., Азовцев А. Ю. –СПб., 2000. – 158 с.

#### **Анотація**

#### **Контроль технічного стану машин та механізмів**

*Пропонується методика оцінки технічного стану машин та механізмів за фактичним станом з активним застосуванням елементів вібродіагностики.*

#### **Abstract**

#### **The control of availability index of product of machines and gears**

*The technique of an estimation of availability index of product of machines and gears on an actual condition with active application of the components of vibrational diagnostics is offered.*

## АНАЛИЗ ПУТЕЙ СНИЖЕНИЯ УРОВНЯ ЛОКАЛИЗАЦИИ ВИБРАЦИОННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПАКЕТОВ ЛОПАТОК С УЧЕТОМ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Воробьев Ю.С., докт. техн. наук, Стороженко М.А.  
(ИПМаш НАН Украины)

*В работе проведен анализ колебаний и исследовано распределение локализации напряжений в пакетах лопаток с повреждениями. Для численного анализа локализации напряжений при колебаниях используются трехмерные конечноэлементные модели пакетов лопаток. Исследуется влияние размеров и места расположения повреждения на поля перемещений и интенсивности вибрационных напряжений реальных пакетов лопаток.*

**Введение.** В связи со сложившейся экономической ситуацией на Украине весьма актуальной становится проблема обоснования возможности продления надежной эксплуатации турбомашин, исчерпывающих свой заданный ресурс. Наиболее нагруженным и ответственным элементом турбоагрегатов является лопаточный аппарат, для которого основную опасность представляют вибрационные нагрузки. Наибольшее число отказов турбин в течение всего срока эксплуатации связано с возникновением усталостных трещин в элементах лопаточного аппарата турбомашин, поэтому они и были выбраны в качестве объекта исследования.

Современные методы исследований, используемые при проектировании лопаточных аппаратов, позволяют надежно оценить средний уровень вибрационных напряжений. Однако возможные технологические отклонения размеров лопаток и эксплуатационные факторы (коррозия, эрозия, высокие термические напряжения, механические повреждения лопаток и др.) приводят к возникновению зон опасных вибрационных напряжений в лопаточном аппарате. Исследование и анализ этих негативных факторов позволяет выработать меры по уменьшению зон и снижению уровня локализации напряжений и повышению вибрационной надежности.

Расчет частот и форм колебаний сложных систем, таких как рабочая лопатка с повреждением, представляет значительные трудности. Используемые ранее одномерные модели не удовлетворяют требованиям большой точности расчетов. Поэтому целесообразно применение трехмерных моделей в связи с возможностью описания сложной геометрии конструкций и высокой точностью расчетов. Трехмерный подход в сочетании с методом конечных элементов позволяет получить полную картину распределения напряжений и выявить зоны локализации опасных напряжений.

Существует в основном два подхода для построения конечно-элементных моделей конструкций с трещиной [1]. Первый использует разбиение всей исследуемой области обычными конечными элементами с существенным сгущением сетки элементов по мере приближения к вершине трещины. Второй за-



ключается в применении специальных элементов, окружающих вершину трещины, что позволяет учитывать особенности распределения напряжений вблизи вершины [2 - 5]. В данной работе использовались оба этих подхода. Для моделирования сингулярного поля напряжений в вершине трещины использовались изопараметрические квадратичные конечные элементы с двадцатью узлами, функции формы которых позволяют описать изменения напряжений внутри элемента с большими градиентами.

**Постановка задачи.** Большинство исследований посвящено колебаниям отдельных объектов с трещиной. Поэтому представляет интерес задача о колебаниях системы лопаток, объединенных в пакет, с повреждением одной из них.

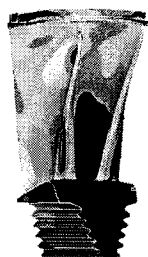
Исследования колебаний пакетов лопаток показало, что при объединении лопаток посредством связей в системе происходит существенное перераспределение и изменение вибрационных напряжений. Следует ожидать, что повреждение одной из лопаток системы вызовет дополнительную неравномерность распределения напряжений между лопатками. Поэтому мы исследовали влияние повреждения одной из лопаток пакета на формы полей перемещений и напряжений системы.



Рис. 1. Моделирование пакета парных лопаток газовой турбины турбокомпрессора.

**Численный анализ.** Был проведен анализ свободных колебаний пакета парных лопаток газовой турбины турбокомпрессора ТК 3527, представленной на рис. 1. Парные лопатки соединены в сектор, имеющий общий замок и бандажную полку. При анализе колебаний пакетов закрепление осуществляется по верхней части зубьев замка. Каждый пакет представляет собой единую систему, состоящую из двух закрученных лопаток несимметричного сечения, основания с елочным замком и полки с элементами лабиринтного уплотнения.

Собственные частоты и формы напряжений пакета лопаток без повреждения и с различным расположением повреждений представлены на рис. 2, 3.



2572,1

а



2497,5

б



2567,8

в

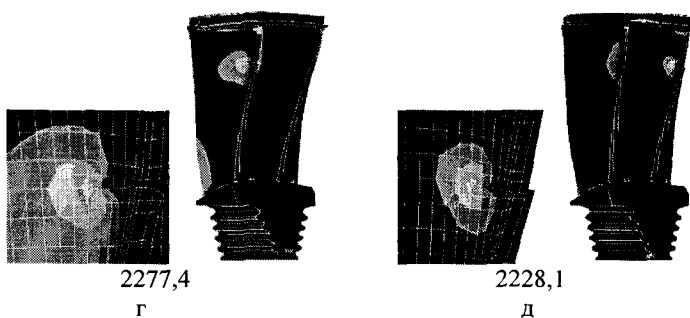


Рис. 2 Поля интенсивностей напряжений и частоты (в Гц) при колебаниях пакета лопаток по 2-й форме без повреждений (а) и с различным расположением трещины на левой (б,в,г) и правой (д) лопатках.

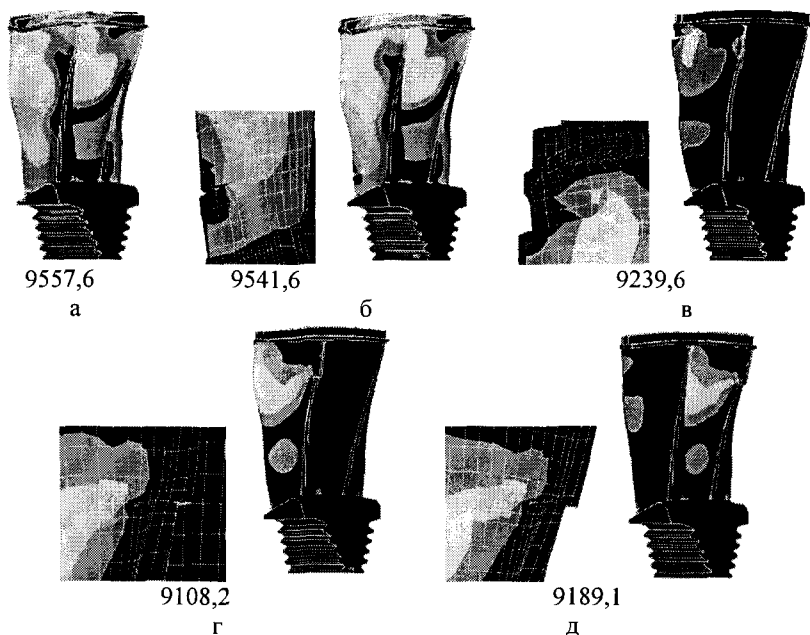


Рис. 3 Поля интенсивностей напряжений и частоты (в Гц) при колебаниях пакета лопаток по 10-й форме без повреждений (а) и с различным расположением трещины на левой (б,в,г) и правой (д) лопатках.

**Результаты исследования.** Проведенные исследования показали, что несмотря на наблюдаемую сходную картину для обеих лопаток на ряде форм перемещений, возникающие в них напряжения различаются. Видно отличие форм напряжений соседних лопаток, что объясняется их закруткой и несимметричностью. Из-за наличия полки максимальные напряжения даже для низших форм

колебаний перемещаются от корневой зоны в среднюю и периферийную части лопаток.

Появление трещины по-разному влияет на формы напряжений в зависимости от их расположения на входной или выходной кромке. Наибольшее влияние наблюдается при наличии повреждения на входной кромке. Наибольшее влияние оказывает трещина на преимущественно крутильные формы колебаний (9 и 10 формы).

В таблице приведены частоты собственных колебаний пакета лопаток без трещины и с различным расположением трещины.

Таблица

Частоты при колебаниях пакета лопаток с различным расположением трещины, Гц

№ частоты	Без трещины	Трещина внизу на входной кромке левой лопатки	Трещина под полкой на входной кромке левой лопатки	Трещина сверху на выходной кромке левой лопатки	Трещина сверху на выходной кромке правой лопатки
1	1509,0	1501,7	1507,0	1405,7	1506,6
2	2572,1	2497,5	2567,8	2277,4	2228,1
3	3471,8	3467,3	3469,2	3287,1	2855,2
4	4035,1	4032,9	3976,3	4007,9	3992,6
5	4678,8	4675,1	4628,8	4640,6	4656,0
6	6215,9	6212,9	6103,2	6173,2	6157,3
7	6312,8	6305,4	6224,5	6245,7	6295,3
8	7168,9	7160,6	7100,2	6667,6	6987,4
9	8030,0	8022,1	8015,3	7544,2	7642,1
10	9557,6	9541,6	9239,6	9108,2	9189,1

Использование трехмерных конечноэлементных моделей обеспечило возможность детального анализа вибрационной прочности пакета парных лопаток газовой турбины с повреждениями. Упрощение модели снижает точность определения зон локализации напряжений.

**Выводы.** При появлении трещины наблюдается существенная локализация напряжений вблизи устья трещины. Частоты колебаний изменяются, но незначительно. Меняется картина распределения перемещений и особенно интенсивностей напряжений. В зависимости от глубины трещины концентрация напряжений увеличивается в 1,4 – 1,6 раза. Результаты данной работы могут использоваться для диагностики. Например, сравнивая формы колебаний эталонной лопатки без повреждений и экспериментальной, можно судить о наличии или отсутствии дефектов в ней. Эта методика применима как для единичных проектируемых лопаток, так и для лопаток рабочего колеса.

#### Список литературы

1. Вычислительные методы в механике разрушения: Пер. с англ./ Под ред. С. Атлури. – М.: Мир, 1990. – 392 с.

2. Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Тишковец Е.В., Стороженко М.А. Колебания турбинных лопаток с повреждениями // Вибрации в технике и технологиях. – 2004. - №5(37). – С. 47-51.
3. Воробьев Ю.С., Тишковец Е.В., Стороженко М.А., Романенко В.Н. Локализация вибрационных напряжений в лопатках ГТД с повреждениями // Авиационно-космическая техника и технология. – 2004. - Вып.8(16). – С. 80-82
4. Воробьев Ю.С., Романенко В.Н., Стороженко М.А. Колебания пакета лопаток с повреждениями // Вестник двигателестроения. – 2005. - №2. – С. 118-120.
5. Ю. Воробьев, В. Романенко, М. Стороженко, Е. Тишковец Проблемы численного анализа лопаточного аппарата турбомашин // IX Konferencja Naukowo-Techniczna “Programy MES w komputerowym wspomaganiu analizy, projektowania i wytwarzania” (Gizycko, 19-22 pazdziernika 2005) – P. 121-128.

#### **Анотація**

#### **Аналіз шляхів зниження рівня локалізації вібраційних напружень лопаткового апарату турбомашин з урахуванням пошкоджень**

*В роботі проведено аналіз коливань та досліджено розподілення локалізації напружень в пакетах лопаток з пошкодженнями. Для чисельного аналізу локалізації напружень при коливаннях використовуються тривимірні скінченно-елементні моделі пакетів лопаток. Досліджується вплив розмірів та місця розташування зв'язків на поля переміщень та інтенсивностей вібраційних напружень реальних пакетів лопаток.*

#### **Abstract**

#### **Analyzing ways of reducing the levels of localization of vibration stresses in blade packs with account of damage**

*The paper analyses vibrations and investigates the pattern of localization of stresses in blade packs with damages. Three-dimensional finite-element models of blade packs are used for numerical analysis of localization of stresses during vibration. The influence of sizes and location of damage on the displacement field, and the intensity of vibration stresses in actual blade packs are investigated.*

## РОЗРОБКА МЕТОДІВ ПРИСКОРЕНИХ РЕСУРСНИХ ВИПРОБУВАНЬ МОБІЛЬНИХ МАШИН

**Бажанов О.І., Дашенко О.Ф., докт. техн. наук, Панкратов М.М., канд. техн. наук**  
(Одеський Національний політехнічний університет)

*Запропоновано конструкцію штучної перешкоди для прискореного ресурсного випробування мобільних машин і описана методика зміни її параметрів.*

Для ресурсних випробувань мобільних машин створена велика кількість полігонів, але, не зважаючи на широке розповсюдження і велику ефективність даних методів до сьогодні не розроблені методики вибору параметрів і конструкцій полігонного обладнання.

На практиці прискорених ресурсних випробувань машин застосовуються два методи створення профілів нерівностей на треках полігонів:

- відтворення профілів вибраних типових дільниць доріг, вимірних в процесі експлуатації;
- розташування в різноманітних варіантах штучних перешкод на рівних поверхнях треків з твердим покриттям.

Стосовно до ресурсних випробувань несучих систем машин переважним є другий спосіб, при якому забезпечується менша вартість треків та більш високі коефіцієнти прискорених випробувань, ніж при першому. Критерієм правильності вибору режиму полігонних випробувань є збіг характеру і послідовності типових пошкоджень, що виникають при полігонних випробуваннях та в експлуатації [1]. Аналізом великого числа експериментальних даних [2] встановлено, що однією з основних причин виникнення при полігонних випробуваннях нетипових пошкоджень є неоптимальна форма штучних перешкод.

Мета цієї роботи - дослідження впливу параметрів перешкод (форми, розмірів, порядок розташування) на навантаженість несучої системи машини.

Виходячи з сучасних вимог до полігонів [2] перешкода повинна бути доцільною для прискорених випробувань машин різноманітних типів. Вибір розмірів і форми перешкоди проводиться на основі параметрів рядів розподілень нерівностей типових дільниць доріг, які зустрічаються в звичайних умовах експлуатації. Результати замірів нерівностей дільниць ґрунтової дороги з засохлими коліями та шосе з розбитим асфальтовим покриттям найбільш важкі умови експлуатації показали, що найбільш часто зустрічаються нерівності заввишки 100...160 мм. Враховуючи, що при прискорених випробуваннях відтворюють типові умови експлуатації, висота перешкод вибрана рівною 160 мм. Подальше підвищення висоти перешкоди приводить до збільшення напруженості і лобових навантажень при наїзді, викликаючи тим самим значне зростання нетипових пошкоджень.

Була розроблена конструкція перешкоди (рис. 1) з регульованою довжиною горизонтального майданчику. Перешкода складається із крайніх елементів з кутлом нахилу 30° і 45°.

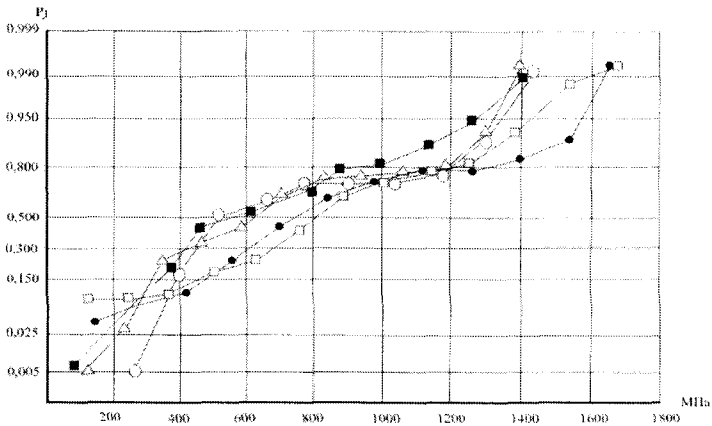
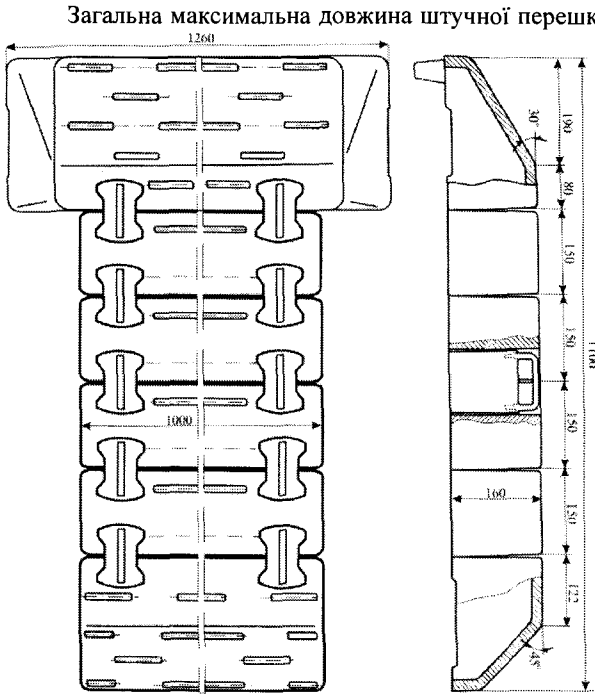


Рис. 1. Перешкода з регульованою довжиною горизонтальної площадки.



Загальна максимальна довжина штучної перешкоди складає 1100 мм, довжина верхньої горизонтальної площадки при повному наборі, крім проміжних елементів, дорівнює 800 мм. За розробленими кресленнями був виготовлений комплект штучних перешкод та встановлений на бетонному треку полігону.

Експерименти проведені на самохідному шасі Т-16М з номінальним навантаженням 4 т. Рух здійснювався по треку зі швидкістю 8 і 10,5 км/ч. Послідовність проведених експериментів була наступна. На початку здійснювався рух по штучних перешкодах з повним набором проміжних елементів, потім демонтувалось по одному проміжному

Рис. 2. Графіки розподілення навантажень в залежності від швидкості руху самохідного шасі і величини кута в'їзду: —•— перешкода без елементів,  $V=8$  км/г; —•— перешкода з 2 елементами,  $V=10,5$  км/г; —•— перешкода з 3 елементами,  $V=10,5$  км/г; —•— перешкода з 4 елементами,  $V=10,5$  км/г; —•— експлуатація.

елементу і знову проводився заїзд. Таким чином довжина горизонтальної площадки штучної перешкоди зменшувалась до 200 мм через кожні 150 мм. Тим часом реєструвалась сила, що сприймалася віссю колеса та напруги в рамі, в зоні кріплення вісі до рами. Для вимірювання вертикальних та горизонтальних навантажень була виготовлена спеціальна тензометрична вісь. Дослідження проводилось з використанням радіотелемагнітографічної лабораторії [2]. За результатами статичної обробки побудовані графіки навантажень (рис.1, рис. 2).

Аналізом експериментальних даних встановлено наступне.

1. Зміна довжини горизонтальної площини від 800 до 350 мм не склала суттєвого впливу на навантаженість ходової та несучої систем шасі причепа.
2. Найбільше збіг навантажень при полігонних випробуваннях та експлуатації виникає з довжиною горизонтальної площадки, рівної 500 мм і кутів в'їзду  $30^\circ$ .

В подальшому на треку полігона Інститута-полігона мобільних машин з перешкодами, виготовленими за схемою (рис.1), були проведені випробування різноманітних машин (самохідних шасі, причепів, автомобілів). При цьому вдалось шляхом зміни довжини горизонтальної площадки перешкоди, швидкості руху з кутом в'їзду  $30^\circ$ , оптимально змодельовати експлуатаційну навантаженість. Остання обставина забезпечила достатньо точне збіг експлуатаційних і полігонних пошкоджень.

**Висновки.** Описана конструкція штучної перешкоди та методика зміни її параметрів дозволяють моделювати експлуатаційне навантаження мобільних машин при ресурсних випробуваннях.

### Список літератури

1. Кучель Р.В. Испытания на надежность машин и их элементов. - М. Машиностроение, 1982. - 180 с.
2. Панкратов Н.М., Боровский Н.Д. Ускоренные испытания мобильных машин и их элементов. - Одесса: Черноморье, 1998. - 196 с.
3. Бажанов О.І., Дашенко О.Ф., Панкратов М.М. Оптимізація параметрів полігона для прискорених ресурсних випробувань мобільних машин. – Фізические и компьютерные технологии. – Труды 13-й Международной научно-технической конференции. – Харьков, ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 522-525.

### Аннотация

#### **Разработка методов ускоренных ресурсных испытаний мобильных машин**

*Предложена конструкция искусственной помехи для ускоренного ресурсного испытания мобильных машин и описана методика изменения ее параметров.*

### Abstract

#### **Development of methods of the accelerated resource tests of mobile machines**

*The design of an artificial handicap for the accelerated resource test of mobile machines is offered and the technique of change of its parameters is described.*

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕНЦИАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СБОРКИ И МОНТАЖА ИЗДЕЛИЙ

**Бондарь В.И., Гусарев В.С., канд. техн. наук, Панов Л.И., проф.**  
(Одесский национальный политехнический университет)

*В работе предложен структурный метод описания сборочно-монтажных операций для анализа и синтеза существующих и разрабатываемых технологических систем.*

В современной технологии производства изделий существенное значение имеет автоматизация сборочно-монтажных операций с применением высокопроизводительного технологического оборудования и автоматическим управлением.

Сложность сборочно-монтажного оборудования (СМО) определяется сложностью изделия, технологического процесса и алгоритмами его функционирования. СМО должно обеспечивать высокую точность и производительность, а изготавливаемое изделие должно производиться с минимальными энергетическими и экономическими ресурсами.

Этим требованиям отвечают СМО построенное по модульному принципу. Такой принцип определяет рассмотрение сборочно-монтажных операций (СМОП) в соответствии с выполняемыми операциями и разнообразием конструктивных компонентов (КК), входящих в изделие. КК – имеют обычно разнообразную номенклатуру, при этом могут существенно различаться по номиналам.

Исходя из сказанного СМО должны иметь модули:

1. базовых компонентов БК, они обычно сосредоточены в выходном накопителе (на них монтируют остальные КК);
2. конструктивных компонентов КК, которые распределяются в накопителях по номенклатуре и номиналам;
3. установки, выполняющие захват КК и установку на конкретные элементы базовых компонентов;
4. конвейерный транспорт для перемещения изделия;
5. контрольные для проверки правильности монтажа.

Громоздкость и сложность СМО, а так же сложность алгоритмов его функционирования позволяют предложить метод структурных схем для изображения СМО и метод функциональных выражений для описания технологических алгоритмов.

Рассмотрим элементарный модуль для установки КК (рис.1.). На входе имеется накопитель (БК), далее собственно установщик с захватом А, который установлен на монтажной головке (Q), имеющей координатные перемещения X, Y. Эти перемещения необходимы для захвата компонента из накопителя КК и установки его в нужную точку БК. После выполнения этой операции БК транспортёром перемещается в позицию контроля или в выходной накопитель.

Алгоритм функционирования такого модуля будет иметь вид:



$$U_0 p(x) \circ [Q(x, y) V Q(x, y) U(A)] p(x) \circ V_0.$$

Если циклы установки повторяются, то алгоритм функционирования будет иметь вид:

$$U_0 p(x) \circ [\downarrow_1 Q(x, y) V_i Q(x, y) U_i(A_i) \uparrow^n] p(x) \circ V_0.$$

Здесь:  $U_0$  – установка базового компонента,  $p(x)$  – перемещение конвейера-транспортёра вдоль оси X;  $Q(x, y)$  – перемещение головки установщика в координатах  $x, y$ ;  $V_i$  – захват головкой установщика  $i$ -го КК в накопителе КК;  $q(x, y)$ , – перемещение головки установщика с  $i$ -м КК;  $U_i(A_i)$  – установка  $i$ -го КК в фиксированную точку БК;  $A$  – фиксация (закрепление);  $V_0$  – вывод БК с установленными КК из модуля;  $\downarrow, \uparrow$  – указание на повтор элементов цикла;  $\circ$  – знак одновременного действия элементов модуля (или системы).

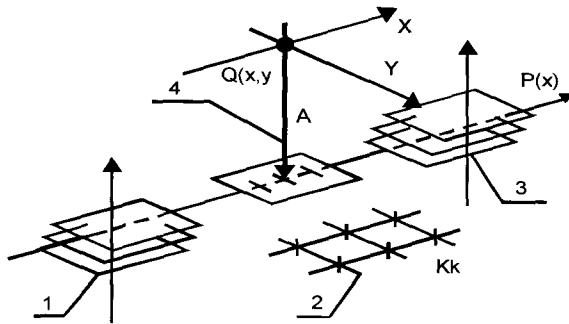


Рис.1. Элементарный модуль для установки КК. 1-накопитель БК; 2-накопитель КК; 3-накопитель изделий; 4-установщик (А-захват, X,Y-координатный механизм головки).

Соответственно, все действия по размещению КК могут выполняться не координатной установочной головкой, а за счёт перемещения стола.

Для повышения производительности в зоне установки можно использовать несколько головок установщиков. Кроме того если КК существенно различны в размерах, то необходимо иметь различные захватывающие элементы.

Для разрешения этого требования установочная головка оснащается несколькими различными (под соответствующие ВК) захватами, которые вводятся в действие по программе. Такое решение позволяет гибко реагировать на изменяющиеся (при необходимости) номенклатуры КК.

На рис.2 представлена структура СМО, реализующая некоторые из указанных требований. Здесь применены две автономные головки-установщики, работающие с двумя противоположно расположенными накопителями КК<sub>1</sub> и КК<sub>2</sub>.

Алгоритм функционирования такого модуля будет иметь вид:

$$U_0 p(x) \circ \{ [\downarrow_1 Q_1(x_1, y_1) V_{1 \dots n} Q_1(x_1, y_1) \dots U_{1 \dots n}(A_i) \uparrow^n] \circ [\downarrow_1 Q_2(x_2, y_2) V_{1 \dots n} Q_2(x_1, y_1) \dots U_{1 \dots n}(B_i) \uparrow^n] \} p(x) \circ V_0.$$

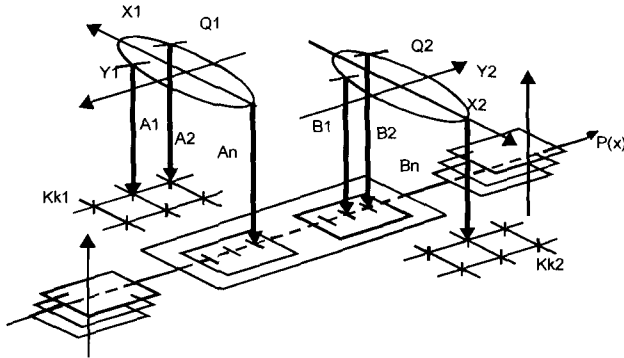


Рис. 2. Элементарный модуль для установки КК с двумя независимыми головками.

Работу в таком модуле осуществляют два независимых установщика ( $q_1$ ,  $q_2$ ), выполняющие СМОП одновременно. Собственные действия установочных головок – это захват необходимых компонентов  $1 \dots n$ , а затем их установка в заданные точки БК. Указанные КК, если они различаются по конструктивному, исполнению требуют специальных захватывающих устройств. В стандартных головках-установщиках разнообразие захватывающих устройств не более 7.

С целью охвата большей номенклатуры устанавливаемых КК, модули снабжают накопителем захватов, и устройством переноса (установки) захвата из накопителя в головку. Такая гибкая автоматизированная система позволяет расширить возможности СМО.

На рис.3 представлена структура автоматической гибкой СМО для установки нескольких различающихся номенклатур или номиналов КК.

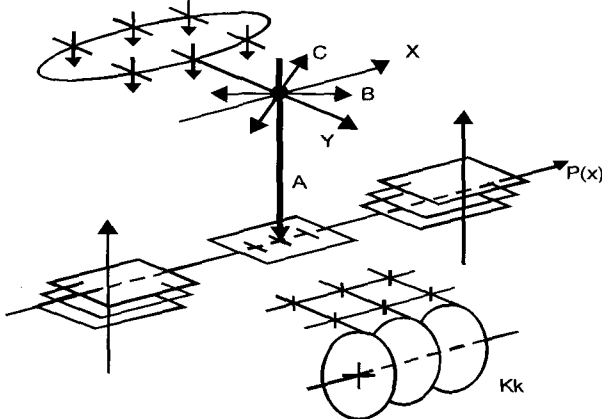


Рис.3. Гибкая автоматизированная СМО.

В этой структуре применяется установочная головка с набором захватов. Кроме того накопители КК представляют собой ленточные держатели компонентов на бобины, которые разматывая ленту подают КК в зону действия за-

хвата головки установщика. Представление структуры модулей СМО позволяет их использовать в сборочно-монтажных линиях, например, для плоского монтажа электронных компонентов на плату.

Системы производительны, например, автомат-установщик SMD-Fuji CP2 устанавливает до 15000 КК в час, число компонентов на БК достигает 5000 погрешность установки до 0,15мм, надёжность 99,99.

Структурный метод описания СМО позволяет анализировать существующие системы и синтезировать при разработке новых, ранее несуществующих в практике. Кроме того, этот метод позволяет описывать структуру функциональными алгоритмами.

#### **Список литературы**

1. Грачев А., Мельник А., Панов Л.И., Поверхностный монтаж - Одесса ОНЮА, 2003г. – 428с.
2. Гусарев В.С. ,Структурные схемы сборочных автоматов – сб. трудов РПУ. Рига. РПИ, 1980г., 5-11с.
3. Гусарев В.С., Высокопроизводительные машины-автоматы – сб. трудов «Расчёт, конструирование и исследование оборудования», АН СССР – ВНИИТ – М., Энергия, 1968г., 13-18с.
4. Технологія автоматизованого машинобудування: Підручник / О.В. Якимов, В.С. Гусарев, О.О. Якимов, П.А. Лінчевський, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, В.П. Ларшин – Одеса: ОНПУ, 2005. – 410 с.

#### **Анотація**

##### **Дослідження потенційних можливостей автоматизованого складання й монтажу виробів**

*У роботі запропонований структурний метод опису складально-монтажних операцій для аналізу й синтезу існуючих і розроблювальних технологічних систем*

#### **Abstract**

##### **Research of potential opportunities of the automated assembly and installation of products**

*In work the structural method of the description of сборочно-assembly operations for the analysis and synthesis of existing and developed technological systems is offered.*

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПО ТЕМПЕРАТУРНОМУ КРИТЕРИЮ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Рябенков И.А.

(Харьковский национальный экономический университет, ГП ХМЗ "ФЭД")

*Теоретически обоснованы условия повышения качества обработки за счет уменьшения толщины дефектного слоя обрабатываемой детали на основе использования разработанной математической модели определения температуры при шлифовании, учитывающей распределение тепла, уходящего в образующиеся стружки и обрабатываемую деталь.*

**Введение.** Происходящие при резании и шлифовании материалов тепловые процессы отрицательно влияют на основные показатели обработки, в особенности на качество обрабатываемых поверхностей, вызывая появление на них прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. В настоящее время накоплен большой практический опыт по их устранению [1]. Однако в теоретическом плане недостаточно изучены вопросы образования дефектного слоя на обрабатываемой поверхности, что имеет важное значение по изысканию путей повышения качества обработки.

**Цель работы.** Целью работы является теоретическое обоснование условий повышения качества обработки при шлифовании по температурному критерию.

Материалы и результаты исследований. В работе [2] применительно к плоскому шлифованию получены аналитические зависимости для определения толщины слоя  $l_2$  обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяемое при обработке тепло:

$$l_2 = \frac{\lambda}{c \cdot \rho \cdot V_{рез}} \cdot z = t \cdot \frac{z}{\bar{l}_1}, \quad (1)$$

где  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К);  $c$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К);  $\rho$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;

$V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}$ ;  $V_{дет}$  – скорость детали, м/с;  $t$  – глубина шлифования, м;  $D_{кр}$  – диаметр шлифовального круга, м;

$\bar{l}_1 = -\ln(1-z) - z$ ;  $z = \theta / \left( \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \right)$  – относительная величина температуры при шлифовании, изменяется в пределах 0...1;  $\theta$  – температура при шлифовании, К;  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>.

По физической сути параметр  $l_2$  соответствует толщине дефектного слоя обработанной детали. Из зависимости (1) вытекает, что уменьшить параметр  $l_2$  можно за счет уменьшения глубины шлифования  $t$  и отношения  $z/\bar{l}_1$ . Уменьшение отношения  $z/\bar{l}_1$ , как следует из рис. 1, связано с увеличением относи-

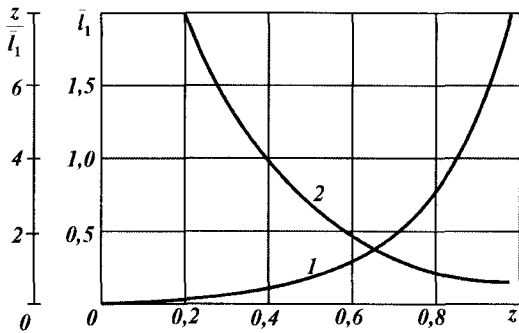


Рис. 1. Зависимости  $z/\bar{l}_1$  (1) и  $\bar{l}_1$  (2) от  $z$ .

тельной величины температуры  $z$ , которая определяется безразмерной величиной  $\bar{l}_1$ :

$$\bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot t \cdot V_{\text{дем}} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{\text{кр}}}} \quad (2)$$

С увеличением  $z$  безразмерная величина  $\bar{l}_1$  увеличивается, рис. 1. Из этого следует, что увеличить относительную величину температуры  $z$  можно за счет увеличения скорости детали

$V_{\text{дем}}$  и глубины шлифования  $t$ . Однако, увеличение глубины шлифования  $t$ , согласно зависимости (1) и расчетных данных, показанных на рис. 2, ведет к увеличению параметра  $l_2$ . Поэтому основным путем уменьшения параметра  $l_2$  является увеличение скорости детали  $V_{\text{дем}}$ .

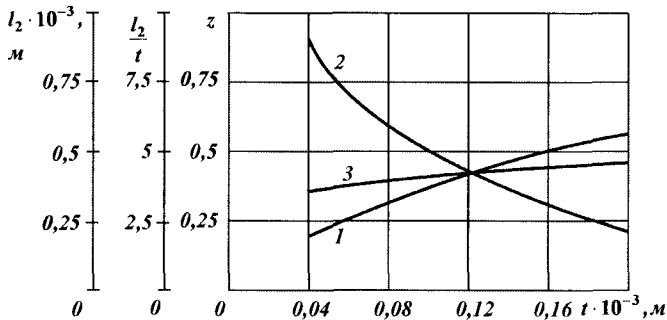


Рис. 2. Зависимости  $z$  (1), отношения  $l_2/t$  (2) и параметра  $l_2$  (3) от глубины шлифования  $t$ : обрабатываемый материал – сталь ШХ15 (коэффициент теплопроводности  $a = \lambda/c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ );  $D_{\text{кр}} = 0,45 \text{ м}$ ;  $V_{\text{дем}} = 30 \text{ м/мин}$ .

Из рис. 1 вытекает, что при  $z \rightarrow 1$  отношение  $z/\bar{l}_1 \rightarrow 0$ . Следовательно, добиться существенного уменьшения параметра  $l_2$  можно в условиях установившегося теплового процесса ( $z \rightarrow 1$ ) [2] за счет значительного увеличения скорости детали  $V_{\text{дем}}$ . На рис. 3 графически показан характер изменения расчетных значений относительной величины температуры  $z$  в зависимости от скорости детали  $V_{\text{дем}}$  и глубины шлифования  $t$ . При изменении параметров режима шлифования  $V_{\text{дем}}$  и  $t$  в широких пределах относительная величина температуры  $z$  изменяется не столь существенно: всего в пределах  $0 \dots 0,47$ . Это свидетельствует о том, что при шлифовании имеет место неустановившийся тепловой процесс ( $z < 1$ ) и отношение  $z/\bar{l}_1$  принимает значения больше единицы.

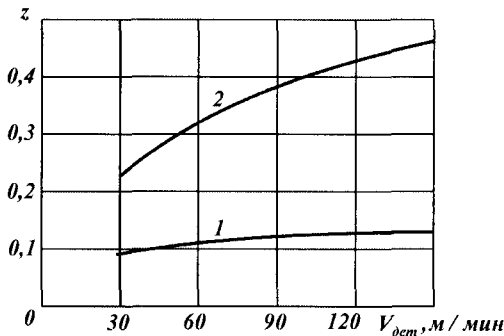


Рис. 3. Зависимости  $z$  от скорости детали  $V_{дет}$ : 1 –  $t=0,02$  мм; 2 –  $t=0,08$  мм; обрабатываемый материал – твердый сплав ВК8 ( $c=175,9$  Дж/(кг·К);  $\lambda=50$  Вт/(м·К);  $\rho=15 \cdot 10^3$  кг/м<sup>3</sup>);  $D_{кр}=0,3$  м.

Обрабатываемой детали. Уменьшить  $l_2$  в этих условиях можно уменьшением глубины шлифования  $t$ . Однако это малоэффективно в связи с необходимостью уменьшения производительности обработки.

Следует отметить, что зависимость (1) получена из условия равномерного распределения теплового источника по всей площади контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью. Данное условие может быть с определенными допущениями реализовано в случае сплошного контакта связки и зерен шлифовального круга с обрабатываемой деталью, например, при шлифовании затупленным кругом, характеризующимся незначительным выступанием режущих зерен над уровнем связки. При шлифовании вновь заправленным кругом, как правило, имеет место контакт режущих зерен с обрабатываемым материалом, контакт связки с обрабатываемым материалом незначителен. В этом случае более правильно расчет параметра  $l_2$  производить из условия резания отдельным зерном, т.е. рассматривать в расчетной схеме контакт круга с обрабатываемой деталью не в виде “пятна” контакта, а в виде точечных контактов отдельных зерен с обрабатываемым материалом, используя схему стружкообразования при резании (рис. 4) [2]. В данной схеме снимаемый припуск условно представлен в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, которые перерезаются со скоростью  $V_{рез}$ . Необходимо отметить, что для данной расчетной схемы также справедлива зависи-

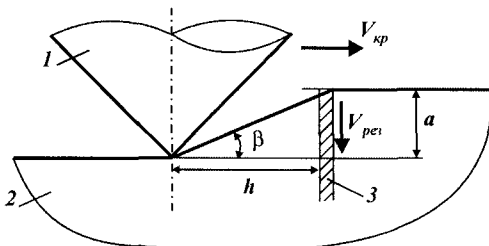


Рис. 4. Расчетная схема процесса микрорезания отдельным зерном: 1 – режущее зерно; 2 – обрабатываемый материал; 3 – адиабатический стержень.

Согласно зависимости (1), параметр  $l_2$  при этом превышает глубину шлифования  $t$ , т.е. образующееся при шлифовании тепло концентрируется в довольно большом поверхностном слое  $l_2$ . На основе проведенного анализа можно сделать вывод, что увеличение скорости детали  $V_{дет}$  в реализуемых на практике диапазонах не позволяет решить задачу существенного уменьшения параметра  $l_2$ , который определяет толщину дефектного слоя обрабатываемой детали.

мость (1). Однако в ней вместо глубины шлифования  $t$  необходимо рассматривать толщину среза отдельным зерном  $a$ , а скорость перерезания адиабатического стержня  $V_{рез}$  определять по зависимости:

$$V_{рез} = \frac{a}{\tau_1} = a \cdot \frac{V_{кр}}{h} = V_{кр} \cdot tg\beta, \quad (3)$$

где  $a$  – толщина среза, м;  $\tau_1$  – время перерезания адиабатического стержня, с;  $V_{кр}$  – скорость резания (скорость круга), м/с;  $\beta$  – условный угол сдвига обрабатываемого материала;  $h$  – длина зоны резания, охваченная плоскостью сдвига материала, м.

С учетом сказанного зависимость (1) примет вид:

$$l_2 = a \cdot \frac{z}{l_1}, \quad (4)$$

$$\text{где} \quad \bar{l}_1 = \frac{c \cdot \rho}{\lambda} \cdot a \cdot V_{кр} \cdot tg\beta = -\ln(1-z) - z. \quad (5)$$

Зависимость (5) аналогична зависимости (2). Роль глубины шлифования  $t$  в ней выполняет толщина среза  $a$ , роль скорости детали  $V_{дет}$  – скорость круга  $V_{кр}$ , а роль отношения  $\sqrt{t/D_{кр}}$  – тангенс угла сдвига обрабатываемого материала  $\beta$ . Расчеты показали, что количественно произведение параметров  $a \cdot V_{кр} \cdot tg\beta$  в зависимости (5) значительно больше произведение параметров  $t \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t/D_{кр}}$ , входящих в зависимость (2). Это приводит к увеличению относительной величины температуры  $z$  до значений, близких единице, рис. 5, что по сути реализует при шлифовании установившийся тепловой процесс ( $z \rightarrow 1$ ). Расчетные значения  $z$ , показанные на рис. 5, получены применительно к условиям микрорезания единичным алмазным зерном, рис. 6, рис. 7 [3]. Значения  $tg\beta$  определены по зависимости:  $tg\beta = K_{рез}/2$ , где  $K_{рез} = P_z/P_y$ ;  $P_z, P_y$  – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н. Исходя из рис. 7, в расчетах принято  $K_{рез} = P_z/P_y = 0,5$ ;  $tg\beta = 0,25$ .

Таким образом показана возможность существенного уменьшения параметра  $l_2 \rightarrow 0$  в соответствии с зависимостью (4) за счет увеличения скорости круга  $V_{кр}$ , в особенности в условиях высокоскоростного шлифования при  $V_{кр} = 300$  м/с и более. Следовательно, увеличение скорости круга и осуществление высокоскоростного шлифования, наряду с повышением производительности обработки, позволяет уменьшить толщину слоя  $l_2$  обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяемое при обработке тепло, т.е. толщину дефектного слоя, и тем самым повысить качество обработки. Однако следует иметь в виду, что данный эффект будет проявляться при незначительном контакте связки круга с обрабатываемым материалом. В противном случае мы приходим к “пятну” контакта круга с обрабатываемым материалом и начальному решению (1), рис. 2, характеризующемуся повышенными значениями  $l_2$ .

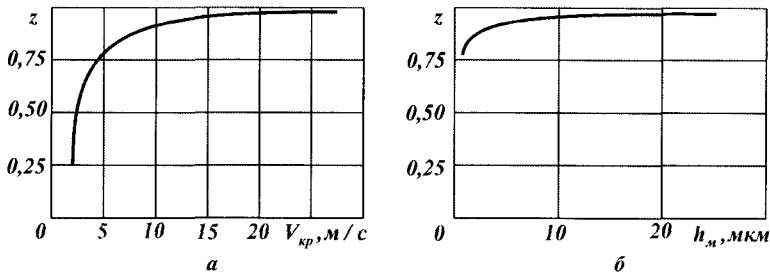


Рис. 5. Зависимости относительной величины температуры  $z$  от скорости круга  $V_{кр}$  (а) и толщины среза  $h_m$  (или  $a$ ) (б) при микрорезании закаленной стали ШХ15: а -  $h_m = 5$  мкм; б -  $V_{кр} = 27,5$  м/с.

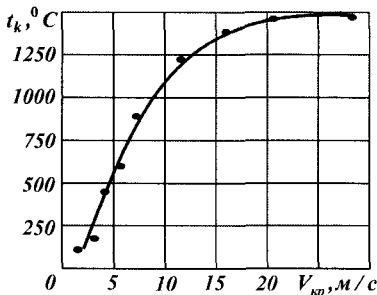


Рис. 6. Зависимость контактной температуры от скорости при микрорезании закаленной стали ШХ15 алмазным конусом  $2\alpha = 120^\circ$ ,  $\rho = 10$  мкм и толщиной среза  $h_m = 5$  мкм.

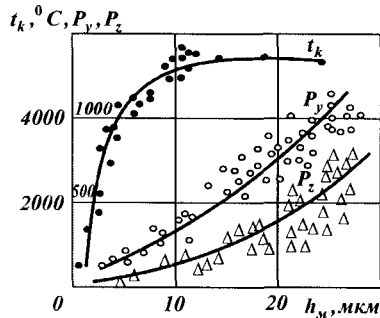


Рис. 7. Зависимости контактной температуры  $t_k$ , радиальной  $P_y$  и тангенциальной  $P_z$  составляющих силы резания от толщины среза  $h_m$  при микрорезании сырой стали ШХ15 алмазным конусом  $2\alpha = 120^\circ$ ,  $\rho = 15$  мкм со скоростью 27,5 м/с.

Как отмечалось выше, практически исключить контакт связки круга с обрабатываемым материалом можно за счет применения эффективных методов правки круга, обеспечивающих своевременное удаление с его рабочей поверхности изношенных зерен и увеличенное выступание зерен над уровнем связки. Весьма эффективны в этом направлении электрофизикохимические методы правки алмазных кругов на металлических связках, а также комбинированные методы шлифования, исключающие засаливание алмазного круга и обеспечивающие поддержание его высокой режущей способности в процессе шлифования.

Из зависимости (5) также вытекает возможность увеличения относительной величины температуры  $z$  и соответственно уменьшения отношения  $z/\bar{l}_1$  в зависимости (4) за счет увеличения толщины среза  $a$  отдельным зерном круга. Однако параметр  $a$  самостоятельно входит в зависимость (4) и приводит к уве-



личению  $l_2$ . Очевидно параметр  $a$ , аналогично глубине шлифования  $t$ , входящей в зависимость (2), неоднозначно влияет на  $l_2$ , но в итоге (как установлено расчетами) приводит к увеличению  $l_2$ . Поэтому для уменьшения параметра  $l_2$  толщину среза  $a$  целесообразно уменьшать, а скорость круга  $V_{кр}$  – увеличивать.

Увеличение относительной величины температуры  $z$  приводит к росту температуры при шлифовании  $\theta$ , определяемой зависимостью [2]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho} \cdot z. \quad (6)$$

При этом увеличивается доля тепла, уходящего в образующиеся стружки  $\frac{Q_1}{Q} = 1 - \frac{z^2}{2 \cdot l_1}$ , и уменьшается доля тепла, уходящего в обрабатываемую деталь  $\frac{Q_2}{Q} = \frac{z^2}{2 \cdot l_1}$  [2]. Таким образом, уменьшение толщины слоя  $l_2$  обрабатываемой детали, в котором концентрируется выделяемое при обработке тепло, обусловлено увеличением доли тепла, уходящего в образующиеся стружки  $Q_1/Q$ , относительной величины температуры  $z$  и температуры при шлифовании  $\theta$ . Иными словами, для того чтобы уменьшить параметр  $l_2$  необходимо практически все образующееся при шлифовании тепло отвести в стружки и реализовать условие  $z \rightarrow 1$ , т.е. установившийся тепловой процесс. При этом важно увеличение температуры при шлифовании  $\theta$  в связи с увеличением  $z$  в зависимости (6) компенсировать уменьшением условного напряжения резания  $\sigma$  (уменьшая интенсивность трения связки круга с обрабатываемым материалом и повышая режущую способность круга).

Таким образом установлено, что уменьшение параметра  $l_2$  (толщины дефектного слоя обрабатываемой детали) связано с увеличением температуры при шлифовании. Поэтому уровень снижения параметра  $l_2$  должен быть ограничен максимально допустимой температурой при шлифовании  $\theta$ . Полученное решение соответствует закону теплопроводности

$$Q = \lambda \cdot S \cdot \frac{\theta}{l_2} \cdot \tau, \quad (7)$$

который при условии  $Q = N \cdot \tau = q \cdot S \cdot \tau$  принимает более простой вид:

$$q = \lambda \cdot \frac{\theta}{l_2}, \quad (8)$$

где  $Q$  – количество образующегося при шлифовании тепла, Дж;  $N = q \cdot S$  – мощность теплового источника, Вт;  $q$  – плотность теплового источника, Вт/м<sup>2</sup>;  $S$  – площадь поперечного сечения адиабатического стержня (рис. 4), м<sup>2</sup>;  $\tau$  – время действия теплового источника на фиксированный адиабатический стержень, с.

Подставляя в (8) зависимости (1) и (6) с учетом  $q = \sigma \cdot V_{рез}$  [2], нетрудно видеть, что левая и правая части (8) равны между собой, т.е. полученное реше-

ние правильно. Из зависимости (8) следует, что увеличить числитель, т.е.  $\theta$ , и одновременно уменьшить знаменатель, т.е.  $l_2$ , можно за счет увеличения плотности теплового потока  $q = \sigma \cdot V_{рез}$ . Скорость движения теплового источника вдоль адиабатического стержня  $V_{рез}$  в зависимости от характера контакта круга

с обрабатываемой деталью описывается зависимостями:  $V_{рез} = V_{дет} \cdot \sqrt{\frac{t}{D_{кр}}}$  и  $V_{рез} = V \cdot tg\beta$ . Следовательно, увеличить  $q$  и соответственно  $V_{рез}$  в первом случае можно путем увеличения скорости детали  $V_{дет}$  и глубины шлифования  $t$ , а во втором случае – путем увеличения скорости круга  $V_{кр}$ .

Во втором случае плотность теплового потока равна  $q = \sigma \cdot V_{кр} \cdot tg\beta$ . В работах [4, 5] показано, что  $tg\beta = \sigma_{сж} / \sigma$ , где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>. Тогда,  $q = \sigma_{сж} \cdot V_{кр}$  и согласно зависимости (8):

$$\theta = \sigma_{сж} \cdot V_{кр} \cdot \frac{l_2}{\lambda}. \quad (9)$$

Задавая значения  $\theta$  и  $l_2$ , по зависимости (9) можно определить оптимальную скорость круга. Очевидно, при условии  $\theta = const$  увеличение скорости круга  $V_{кр}$  ведет к уменьшению параметра  $l_2$ . Это хорошо согласуется с полученным выше решением, основанным на использовании относительной величины температуры  $\varepsilon$ . Таким образом, переход в область высокоскоростного шлифования является важным резервом повышения качества обработки с точки зрения уменьшения вероятности появления температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях. Анализируя зависимость (9), видно, что она не содержит условное напряжение резания  $\sigma$ , т.е. одинакова для различных методов механической обработки лезвийными и абразивными инструментами, отличающихся между собой, как известно, значениями  $\sigma$ . Из этого вытекает, что независимо от методов обработки при одинаковой скорости резания  $V_{кр}$  отношение параметров  $\theta$  и  $l_2$  будет оставаться постоянным. Данная закономерность имеет большое практическое значение, т.к. позволяет прогнозировать оптимальные условия обработки для различных методов резания и шлифования материалов. Так, задавая необходимые значения параметров  $\theta$  и  $l_2$ , можно определить оптимальную скорость резания  $V_{кр}$ , затем выбрать оптимальный метод обработки, обеспечивающий заданную температуру  $\theta$  и соответственно параметр  $l_2$ . Установленная таким образом оптимальная скорость резания  $V_{кр}$  является единой для всего многообразия существующих методов механической обработки.

**Выводы.** Проведен теоретический анализ условий уменьшения толщины слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется образующееся при шлифовании тепло, при действии равномерно распределенного по площади контакта круга с обрабатываемой деталью теплового источника и действию теплового

источника при резании отдельно взятым зерном круга. Показано, что во втором случае толщина слоя обрабатываемой детали, в котором концентрируется образующееся при шлифовании тепло, существенно меньше, чем в первом случае, особенно при высокоскоростном шлифовании. Это позволяет за счет увеличения скорости круга улучшить качество обработки и уменьшить припуски, удаляемые на последующих финишных операциях. Однако для реализации данного условия шлифования необходимо обеспечить высокую режущую способность круга, фактически исключить трение обрабатываемого материала со связкой круга.

#### Список литературы

1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с.
2. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов. – Физические и компьютерные технологии. – Труды 13-й Международной научно-технической конференции. – Харьков, ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20.
3. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. “Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

#### Анотація

#### **Теоретичний аналіз умов підвищення якості обробки за температурним критерієм**

*Теоретично обґрунтовані умови підвищення якості обробки за рахунок зменшення товщини дефектного шару оброблюваної деталі на основі використання розробленої математичної моделі визначення температури при шліфуванні, що враховує розподіл тепла, що йде в стружки і оброблювану деталь.*

#### Abstract

#### **The theoretical analysis of conditions of improvement of quality of processing by temperature criterion**

*Conditions of improvement of quality of processing are theoretically proved due to reduction of thickness of a defective layer of a processable detail on the basis of use of the developed mathematical model of definition of temperature at the grinding, taking into account distribution of heat leaving in formed shavings and a processable detail.*

## ВПЛИВ МЕТОДУ ОБРОБКИ НА ФОРМУВАННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХОНЬ

Шкурупій В.Г., канд. техн. наук

(Харківський національний економічний університет)

*В роботі проведений аналіз впливу методів та умов абразивної обробки поверхонь деталей на формування їх шорсткості*

**Вступ.** Якість поверхневих шарів деталей машин визначається методами і режимами їх обробки. На фінішних операціях обробки остаточно формується поверхневий шар деталей машин, але співвідношення параметрів шорсткості неоднозначне, нестабільне. На результат цього формування роблять вплив і попередні операції. Однак, управляючи фінішною операцією, можна отримати поверхневий шар, що відповідає вимогам, заданим кресленням і технічними умовами. Цілеспрямоване формування поверхневого шару із заданими властивостями є одним з найважливіших завдань при виготовленні деталей.

Таким чином, проблема управління геометричними характеристиками і фізико-хімічним станом поверхонь деталей актуальна. Ми навчилися керувати процесом формування відхилень форми і розташування поверхонь, хвилястості і шорсткості поверхонь. Але для нерівностей з розмірами до 1 мкм існує проблема керування процесом їх формоутворення. Труднощі відтворення таких нерівностей виникають з наступних причин: оксиди, як результат фізико-хімічних явищ на поверхні, є сумірними із заданими значеннями геометричних характеристик нерівностей; забруднення, неоднорідності на поверхні вимагають введення додаткових операцій по обробці поверхні; силові дії на мікро рівні повинні дозуватися і бути підконтрольні системі, що управляє.

**Аналіз досліджень та публікацій.** Відома робота [1] по вивченню параметрів шорсткості поверхонь, проте в них міститься недостатньо інформації по їх формоутворенню. Оцінка параметрів шорсткості поверхні утруднена, зважаючи на неприйнятність стандартних методик для їх оцінки (розвинений рельєф на шарувань, пори і ін.).

В роботі [2] оцінюється відносна опорна довжина профілю шорсткості і показано, що найменша досягається після шліфування абразивним кругом, а найбільша – після шліфування алмазним кругом на металевій зв'язці.

Можливості досягнення різних значень параметрів шорсткості при фінішній обробці алмазним інструментом приведені в роботі [3], але співвідношення параметрів не аналізується. Як встановлено багаторазовими експериментальними дослідженнями [1, 2, 3, 4], параметри шорсткості  $R_a$ ,  $R_z$  і  $R_{max}$ , кожний окремо, неоднозначно впливають на експлуатаційні характеристики оброблених поверхонь. В літературі недостатньо міститься інформації по аналізу співвідношення параметрів шорсткості після різних методів обробки.

**Постановка задачі досліджень.** Для оцінки процесу формування шорсткості поверхні в процесі її обробки рекомендується [4] критерій шорсткості по-

верхні, який може бути представлений в наступному вигляді:

$$F = \left(1 + 1,25\pi^2 \cdot n^2 \cdot R_a^2\right)^{-1} \cdot \left(1 - \frac{R_a}{2H_{i_{\min}}}\right), \quad (1)$$

де  $R_a$  - середнє арифметичне відхиленнь профілю шорсткості поверхні, мкм;  $n$  - число кроків нерівностей по відношенню до відсічення кроку, 1/мкм;  $H_{i_{\min}}$  - відхилення ординати по найбільшій западині профілю шорсткості поверхні, мкм.

Необхідно оцінити шорсткість поверхні, використовуючи критерій шорсткості поверхонь  $F$  і визначити, як змінюються співвідношення висотних параметрів шорсткості після обробки абразивами різної зернистості.

**Основний зміст досліджень.** В роботі [4] показано, що формування оптичних характеристик поверхонь зв'язано з формою мікронерівностей поверхні, яка визначається відношенням  $R_a / R_{max}$ , а не з висотою її профілю шорсткості. Вивчення профілограм і фотографій поверхні різних збільшень дозволило встановити на всіх стадіях обробки зміну як висоти нерівностей, так і їх форми, причому окислення поверхні відбувається у меншій мірі при точінні і фрезеруванні. У разі фрезерування зміна режимів обробки і відповідних висотних параметрів шорсткості ( $R_z = 2-45$  мкм) не зробило істотного впливу на співвідношення висотних параметрів  $R_a / R_{max}$ .

При використанні алмазних мікро порошоків поєднання фізико-хімічних властивостей природного алмазу і матеріалу оброблюваної поверхні, зниження інтенсивності дії хімічно активних речовин, приводить до зменшення різного характеру неоднорідностей. Окислення поверхні при точінні відбувається у меншій мірі, чим при абразивному поліруванні [4]. При поліруванні поверхня адсорбує хімічно активні речовини, що містяться в пастах, і кисень повітря, що робить вплив на розвиток хіміко-механічних явищ, супроводжуючих пластичну деформацію мікро виступів поверхні. Процес адсорбції повинен інтенсифікуватися при механічному знятті плівок оксидів з поверхні, що забезпечується відносним переміщенням полірувальника і оброблюваної поверхні. Локальний активний контакт поверхонь полірувальника і оброблюваної поверхні забезпечує зрив плівки оксидів, що супроводжується адсорбцією хімічно активних речовин, і подальший зрив. В результаті безлічі локальних дій відбувається зменшення висот нерівностей, що підтверджується згладжуванням профілю шорсткості поверхні.

Контроль шорсткості оброблених поверхонь показав можливість безпосереднього витягання інформації про форму нерівностей при обмацуванні голкою профілометра – профілографа. Слід зазначити, що критерій шорсткості поверхні, визначуваний з використанням контактних приладів, лише частково відображає форму нерівностей менше, або рівних 1 мкм, оскільки руйнування від дії голки можуть бути зрівняні з аналізованими нерівностями. Для більшості технологічних операцій остаточної обробки поверхонь форма таких нерівностей, частково визначатиметься окисленням поверхневого шару в процесі обробки. Оцінка форми таких нерівностей контактними методами утруднена, що підтверджується результатами досліджень топографії на оптичних і електро-

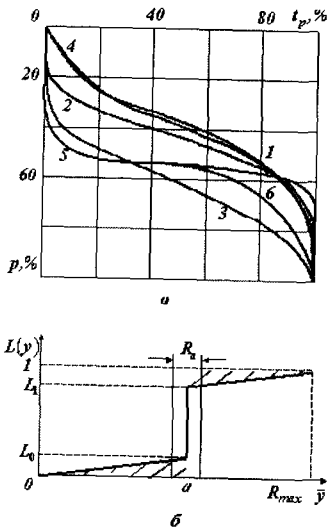


Рис. 1. Відносні опорні криві поверхонь зразків з алюмінієвого сплаву АМг4 після різних методів обробки (а): 1 - прокату (вихідна поверхня); 2 - гідро абразивної; 3 - точіння; 4 - фрезерування; 5 - абразивного полірування; 6 - точіння алмазом, та вид спрощеної функції  $L(\bar{y})$  (б).

жини профілю поверхні  $t_p$  (рис 1 а, крива 5), встановленою експериментом.

Шкала  $p(\%)$  визначає відношення поточної висоти нерівностей до максимальної висоти нерівностей  $R_{max}$ , тобто значення  $p=0\%$  відповідає положенню вершини найбільшої мікронерівності, а значення  $p=100\%$  - положенню найбільшої западини.

Більш плавна зміна значень  $t_p$  зі зміною  $p$  (криві 1, 2, 3 і 4) указує на більш рівномірний розподіл висот вершин мікронерівностей по профілю поверхні. Для абразивного полірування (крива 5) характерний нерівномірний розподіл висот нерівностей. Очевидно, у діапазоні  $p=50...56\%$  їх значно більше (90%, або більше), чим у діапазонах  $p=0...50\%$  і  $p=56...100\%$ . Причому, у діапазоні  $p=0...50\%$  їх більше, ніж у діапазоні  $p=56...100\%$ . Це свідчить про те, що в діапазон  $p=56...100\%$  попадають лише окремі мікронерівності (риски, подряпини), утворені окремими гострими крайками абразивних зерен. Якщо представити  $t_p$  у формі функції  $L(\bar{y})$ , як це показано на рис.2, то прийдемо до наступного спрощеного графіка (рис. 1,б).

Відмінність цього графіка функції  $L(\bar{y})$  складається в наявності додаткової

них мікроскопах [4]. Розміри зернистості абразиву і подача полірувальника роблять істотний вплив на спрямованість слідів обробки, формуючи систематичну складову шорсткості з нижчою частотою. Високочастотні складові відхилень профілю шорсткості поверхні, можна віднести до розряду випадкових, що підтверджує аналіз профілограм і знімків (різних збільшень) окремих ділянок поверхні. Значний вплив на їх формування надає хімічна активність пасти.

Зменшення відношення параметрів шорсткості  $R_a/R_{max}$  (обумовлене різними методами обробки) відповідає збільшенню критерію шорсткості  $F$  (1). При цьому відношення  $R_a/R_{max}$  приймає досить малі значення (0,033 для абразивного полірування), відповідно  $R_{max}/R_a$  приймає відносно великі значення  $\sim 30,3$ .

Це добре погоджується з отриманими теоретичними результатами, зокрема, приведеними в роботі [4], згідно яким відношення  $R_a/R_{max}$  може змінюватися в межах  $0...0,29$ . З фізичної точки зору відносно великі значення  $R_{max}/R_a$  при абразивному поліруванні обумовлені формою відносної опорної довжини

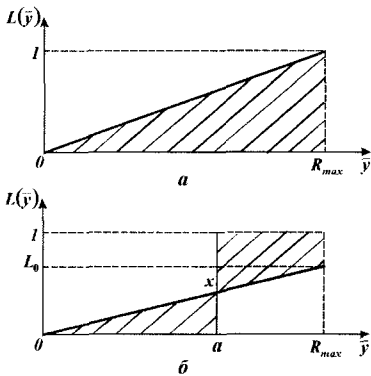


Рис. 2. Вид спрощеної функції  $L(\bar{y})$ .

опорної довжини профілю  $t_p$ . Цим доведено вірогідність розробленої [4] математичної моделі формування шорсткості поверхні при абразивній обробці, а також те, що за допомогою відношення  $R_{max} / R_a$  (або відношення  $R_a / R_{max}$ ) можна аналізувати експлуатаційні характеристики поверхонь, оброблених різними методами.

**Висновки.** Результати експериментів підтвердили зменшення відношення  $R_a / R_{max}$  при обробці поверхонь деталей при умові зменшення зернистості абразивів.

#### Список літератури

1. Гнусин И.П., Коварский Н.Я. Шероховатость электроосажденных поверхностей. – Новосибирск: Наука, 1970.
2. Рьжов Э.В. Технологические методы повышения износостойкости деталей машин. – К.: Наук. думка, 1984. – 272 с.
3. Рьжов Э.В., Сагарда А.А., Ильицкий В.Б., Чеповецкий И.Х. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке. – К.: Наук. думка, 1979. – 244с.
4. Шкурупий В.Г. Повышение эффективности технологии финишной обработки светоотражающих поверхностей деталей из тонкого листа и лент. – Дис. ... канд. техн. наук. – Одесса: ОНПУ, 2006. – 280 с.

#### Аннотация

#### Влияние метода обработки на формирование шероховатости поверхностей

*В работе проведен анализ влияния методов и условий абразивной обработки поверхностей деталей на формирование их шероховатости.*

#### Abstract

#### Influence of a method of processing on formation of a roughness of surfaces

*In work the analysis of influence of methods and conditions of abrasive processing of surfaces of details on formation of their roughness is lead.*

## ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ АЛМАЗНЫХ ЗЕРЕН КРУГА ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Гуцаленко Ю.Г.  
(НТУ «ХПИ»)

*В работе приведена геометрическая интерпретация работоспособности алмазных зерен в шлифовальных кругах и показаны пути ее практического использования.*

**1. ВВЕДЕНИЕ.** Алмазное шлифование получило широкое применение в машиностроении, в особенности процесс алмазно-искрового шлифования, основанный на введении в зону резания дополнительной энергии в форме электрических разрядов. Его применение позволяет повысить режущую способность круга и соответственно производительности и качества обработки. В работах [1, 2] обоснованы технологические возможности по повышению эффективности данного прогрессивного метода обработки. Разработка и исследование модели устойчивого во времени процесса шлифования позволили сформулировать и представить для обсуждения необходимое условие рациональной организации подобных комбинированных технологий, позволяющих «переключать» скорость износа связки алмазного круга в заданной системе механических режимов обработки, определяющих производительность процесса, соответственно обновляя режущий рельеф. Необходимая скорость понижения связки алмазного круга подчинена строгой зависимости от средней скорости  $V_{\text{ср}}$  линейного износа режущих алмазных зерен в направлении нормали к номинальной рабочей поверхности круга (эквидистантной номинальной поверхности его связки) и максимальных значений величины  $X$  этого износа и толщины  $H_{\text{max}}$  среза, достигаемых наиболее выступающим над уровнем связки зерном [2]:

$$V_{\text{св}} = V_{\text{зр}} / \eta \quad (1)$$

где

$$\eta = x(H_{\text{max}} + x) \quad (2)$$

Общий алгоритм выбора оптимальных условий шлифования согласно [2] предусматривает проверку соответствия параметра  $\eta$ , входящего в (1), на достаточность для осуществимости процесса стружкообразования.

Нынешнее сообщение посвящено изложению методики этой проверки в контексте принятых в выполняемом цикле исследований моделей алмазных зерен, шлифовального круга и процесса шлифования.

**2. УСЛОВИЕ И ПОРОГ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ.** Достаточность глубины внедрения абразивных зерен рабочей поверхности круга в обрабатываемый материал является одним из общеизвестных неотъемлемых условий осуществимости процесса шлифования как процесса массового микрорезания. В классической формулировке И.В. Крагельского [3] глубина внедрения абра-



живной частицы в материал  $a_z$  достаточна для его микрорезания, если составляет примерно 0,2 – 0,3 радиуса  $R$  контактирующего выступа соответствующей конфигурации. Таким образом, рассматриваемое условие осуществимости процесса микрорезания можно записать в виде

$$\frac{a_z}{R} > \left[ \frac{a_z}{R} \right], \quad (3)$$

где  $a_z$  – толщина среза, м;  $R$  – радиус округления вершины зерна, м;  $\left[ \frac{a_z}{R} \right] = 0,2 \dots 0,3$ .

В интересах повышения вероятности практической воспроизводимости результатов следующих из геометрических моделей аналитических приближений, полученных с использованием моделей процесса шлифования, пороговое значение  $\left[ \frac{a_z}{R} \right]$  может быть несколько завышено, как это сделано, например, в работе [4], где оно поднято до величины  $\left[ \frac{a_z}{R} \right] = 0,4$ . Это решение соответствует диапазону  $\left[ \frac{a_z}{R} \right] = 0,1 \dots 0,5$ , приводимому М.Ф. Семко и др. [5] как обобщение исследований физических особенностей алмазного микрорезания.

**3. ГЕОМЕТРИЧЕСКАЯ СХЕМА И МЕТОДИКА РАСЧЕТОВ.** Расчетная схема опирается на те же модельные подходы, что и в работе [2]. Радиус округления вершины зерна оценивается радиусом вписанной в его притупленную привершинную часть сферы (рис. 1). Из соответствующей трансформации площадки износа для ситуации максимального внедрения зерна в снимаемый припуск ( $a_z = H_{max}$ ), учитывая соотношение (2), выполнению условия (3) эквивалентно соблюдение неравенства

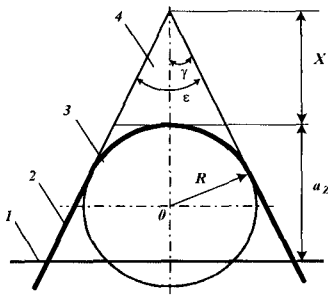


Рис. 1. Расчетная схема: 1 – уровень связки, 2 – контур зерна, 3 – сечение среза, 4 – изношенная часть зерна.

$$\eta < \frac{1}{1 + \frac{\sin \frac{\epsilon}{2}}{1 - \sin \frac{\epsilon}{2}} \left[ \frac{a_z}{R} \right]} \quad (4)$$

Входящий в (4) угол заострения вершин зерен ( $\epsilon = 2\gamma$ , рис. 1) на практике зависит от марки и зернистости шлифпорошка (табл. 1).

Использование (4) позволяет проверить выполнимость условия (3) для установленного теоретическим путем по какому-нибудь критерию оптимизации значения нормы  $\eta$  на стадии проектирования технологической операции. Тем самым оценивается возможность осуществимости процесса микрорезания отдельными зернами рабочей поверхности круга, а значит и процесса шлифования в целом; если это необходимо, проект технологической операции корректируется.

Для предварительных прогностических оценок можно использовать также номограммы, рис. 2.

Таблица 1

Углы заострения  $\varepsilon^\circ$  вершин синтетических алмазных зерен (по данным Института сверхтвердых материалов Национальной академии наук Украины [6])

Зернистость шлифпорошка, мкм	Марка синтетических алмазов			
	AC2	AC4	AC6	AC15
250/200			117	
200/160			122	116
160/125	113		105	113
125/100	115	117	120	127
100/80	112	127	126	
80/63	104	117	120	
63/50	114	115		
50/40	115	110	117	

При этом нахождение удовлетворительного численного решения расчетной схемы (рис. 1) может обеспечить переход к модели конусообразной вершины алмазного зерна с меньшим углом заострения. Смену марки и (или) зернистости шлифпорошка в результате моделирования в первом приближении можно предложить осуществить, например, выбором из табл. 1, принимая во внимание значение  $\gamma$ , ограничивающее сверху допустимые поливарианты  $\varepsilon = 2\gamma$

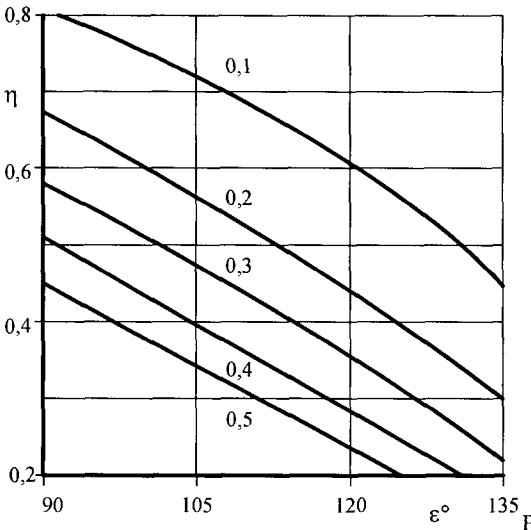


рис. 2. Зависимости  $\eta = \eta(\varepsilon)$  для некоторых значений отношения  $a_z/R$  в диапазоне рассматриваемых вершин  $[a_z/R]$ .

для известных значений критериального ограничения  $[a_z/R]$  и установленной нормы  $\eta$ . Определение предельной угловой характеристики  $\lim \varepsilon = 2\lim \gamma$  осуществляется аналитически из (4) или из номограммы.

Как следует из анализа данных по табл. 1, увеличение марочного числа (индекса прочности) зерен синтетических алмазов в 3...7,5 раза без изменения зернистости шлифпорошка позволяет повысить степень возможного затупления зерен при их использовании в шлифовальных кругах

от 20...24% ( $[a_z/R]=0,1$ ) до 42...53% ( $[a_z/R]=0,5$ ). Увеличение же зернистости шлифпорошка (индекса размера) зерен синтетических алмазов в 1,6...3,2 раза без изменения марочной характеристики зерен позволяет повысить степень возможного затупления зерен от 12...31% ( $[a_z/R]=0,1$ ) до 30...70% ( $[a_z/R]=0,5$ ).

Таким образом, расширение технологических возможностей алмазного шлифования в контексте проводимого исследования в весомой степени определяется как диапазоном марок (прочности) синтетических алмазов, так и диапазоном зернистостей (размером зерен) шлифпорошков из них. При этом варьирование зернистостью является более ощутимым резервом возможного затупления зерен (и потому наиболее полного использования синтетических сверхтвердых алмазных абразивов), при котором процесс микрорезания (шлифования) еще осуществим.

**4. ЗАКЛЮЧЕНИЕ.** Расчетно-проверочное аналитическое решение (4) является элементной конкретизацией общей структуры [2] разработки инженерной методики оптимизации проектирования операций стабильного высокопроизводительного алмазного шлифования в части обеспечения корректного расчета управляемого износом связки максимального затупления режущих зерен рабочей поверхности круга. Одним из технологических направлений использования разработки является развитие алмазно-искрового шлифования [4, 7, 8], в особенности в автоматизированных производствах.

#### Список литературы

1. Гуцаленко Ю.Г. Рациональное использование алмазных инструментов на металлических связках в производственных процессах шлифования высокопрочных сталей и сплавов // Физические и компьютерные технологии. Тр. 10-й Междунар. науч.-техн. конф., 28 – 30 сент. 2004 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2004. – С. 63 – 66.
2. Гуцаленко Ю.Г., Новиков Ф.В. Математическое моделирование и анализ технологических возможностей операций высокопроизводительного алмазного шлифования изделий из высокопрочных пластичных материалов // Физические и компьютерные технологии. Тр. 11-й Междунар. науч.-техн. конф., 2 – 3 июня 2005 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2005. – С. 126 – 135.
3. Крагельский И.В. Трение и износ. – М.: Машгиз, 1962. – 384 с.
4. Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Гуцаленко Ю.Г. Оптимизация параметров энергетически равновесного процесса алмазного шлифования // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.9. – Одесса: ОНПУ, 2005. – С. 477-504.
5. Основы алмазного шлифования / Семко М.Ф., Грабченко А.И., Раб А.Ф., Узунян М.Д., Пивоваров М.С. – Киев: Техника, 1978. – 192 с.
6. Порошки и пасты из синтетических алмазов / Никитин Ю.И., Уман С.М., Коберниченко Л.В., Маргынова Л.М. – Киев: Наук. думка. 1992. – 284 с.
7. Yu. G. GUTSALENCKO: Electroerosion diamond grinding. MicroCAD 2005,

Proceedings of International Scientific Conference, Production Engineering and Manufacturing Systems, Marhc 10-11, 2005, University of Miskolc, Miskolc, Hungary, pp.: 165-168.

8. Yu. G. GUTSALENCKO: Efficient stability support of electroerosion dimond grinding. MicroCAD 2006, Proceedings of International Scientific Conference, Production Engineering and Manufacturing Systems, Marhc 16, 2006, University of Miskolc, Miskolc, Hungary, pp.: 65-68.

#### **Анотація**

#### **Теоретичне обґрунтування працездатності алмазних зерен круга при шліфуванні**

*У роботі наведена геометрична інтерпретація працездатності алмазних зерен у шліфувальних кругах і показані шляхи її практичного використання.*

#### **Abstract**

#### **Theoretical substantiation of serviceability of diamond grains of the circle at grinding**

*In work geometrical interpretation of serviceability of diamond grains in grinding circles is resulted and ways of its practical use are shown.*

## ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ВЫХАЖИВАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ

Дитиненко С.А., канд. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет)

*Приведены результаты теоретических исследований параметров точности и шероховатости процесса выхаживания при шлифовании.*

**Введение.** При шлифовании важно обеспечить требуемые параметры точности и качества обработки. Для этого на заключительном этапе шлифования используется выхаживание, т.е. обработка ведется с отключенной радиальной подачей [1, 2]. Как установлено на практике, применение выхаживания является исключительно важным фактором повышения эффективности шлифования. Вместе с тем, с физической точки зрения процесс выхаживания изучен недостаточно полно. Отсутствуют теоретические решения о закономерностях изменения основных параметров обработки и путях интенсификации процесса. Известные (экспериментальные) результаты справедливы для вполне конкретных рассматриваемых условий обработки, что не позволяет провести с единых позиций анализ закономерностей смена припуска и на этой основе выбрать оптимальные параметры финишной обработки.

**Цель работы.** Целью данной работы является теоретический анализ путей повышения эффективности процесса выхаживания при шлифовании.

**Материалы и результаты исследований.** В работах [3, 4] получены аналитические зависимости для определения производительности обработки  $Q$  при выхаживании и отношение коэффициента резания  $K_{рез} = P_z / P_y$  к условному напряжению резания  $\sigma$ :

$$Q = \frac{\Pi}{\left( \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B} + \frac{\sigma}{c \cdot K_{рез} \cdot V_{рез}} \right)}, \quad (1)$$

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{1}{3} \cdot \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сдв}} \cdot \left( \frac{a_z}{\rho} \right)^2}, \quad (2)$$

где  $P_z, P_y$  – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;  $\Pi$  – снимаемый припуск, м;  $\tau$  – время обработки, с;  $D_{дет}$  – диаметр обрабатываемой детали, м;  $B$  – ширина обработки, м;  $c$  – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;  $V_{рез}$  – скорость резания (скорость вращения абразивного инструмента), м/с;  $HV, \tau_{сдв}$  – соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого металла, Н/м<sup>2</sup>;  $a_z$  –

толщина среза при абразивной обработке, м;  $\rho$  - радиус округления режущей кромки инструмента, м.

Как следует из зависимости (1), производительность обработки  $Q$  является функцией отношения  $K_{рез}/\sigma$ , которая в свою очередь зависит от толщины среза  $a_z$  и соответственно производительности обработки  $Q$ . Для установления данной закономерности, т.е. однозначного представления производительности обработки, воспользуемся аналитической зависимостью для определения максимальной толщины среза  $a_z$  при шлифовании [4]:

$$a_z = \frac{315 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр} \cdot \rho^2}, \quad (3)$$

где  $\bar{X}$  и  $m$  - зернистость и объемная концентрация зерен в алмазном круге;  $V_{кр}$ ,  $V_{дет}$  - скорости круга и детали, м/с;  $t$  - глубина шлифования, м;  $R_{кр}$ ,  $R_{дет}$  - радиусы круга и детали, м;  $\rho$  - радиус округления вершины режущего зерна, м.

Подставляя (3) в зависимость (2), имеем:

$$\frac{K_{рез}}{\sigma} = \frac{\bar{X}^2}{3 \cdot \rho^2} \sqrt[3]{\frac{2}{HV^2 \cdot \tau_{сое}} \cdot \left[ \frac{315 \cdot \pi \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}{m \cdot V_{кр}} \right]^2}. \quad (4)$$

Наибольшее влияние на отношение  $K_{рез}/\sigma$  (рассматривая при шлифовании отношение  $K_{ш}/\sigma$ , где  $K_{ш} = K_{рез}$  - коэффициент шлифования) оказывают параметры  $\rho$  и  $\bar{X}$ . По мере затупления зерен круга их радиусы  $\rho$  увеличиваются, что приводит к уменьшению отношения  $K_{ш}/\sigma$ . Следовательно, основным условием увеличения отношения  $K_{ш}/\sigma$  и повышения эффективности шлифования необходимо рассматривать обеспечение высокой остроты режущих зерен круга. Исходя из зависимости (4), увеличением зернистости круга  $\bar{X}$  также можно добиться существенного увеличения отношения  $K_{ш}/\sigma$ . Однако, как известно, с увеличением  $\bar{X}$  увеличивается радиус  $\rho$ , что препятствует росту отношения  $K_{ш}/\sigma$ .

В рассматриваемом процессе выхаживания при шлифовании поперечная подача равна нулю. Съем металла происходит за счет упругих перемещений в технологической системе. Очевидно, фактическая глубина шлифования  $t$  с течением времени будет уменьшаться (вплоть до нуля) и, исходя из зависимости (4), будет приводить к уменьшению отношения  $K_{рез}/\sigma$  по закону  $t^{1/3}$ . Как видим, интенсивность уменьшения  $K_{рез}/\sigma$  не столь существенна.

Произведем количественную оценку влияния изменения соотношения

$K_{рез}/\sigma$  на производительность обработки  $Q$ . Для этого в зависимости (4) произведение параметров режима шлифования  $V_{дет} \cdot t$  выразим через производительность обработки  $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ . Если подставить преобразованную зависимость (4) в (1), то приходим к уравнению относительно неизвестной величины  $Q$ :

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{2/3} - \Pi = 0, \quad (5)$$

где  $M = \frac{\tau}{\pi \cdot D_{дет} \cdot B}$ ;

$$N = \frac{3 \cdot \rho^2}{c \cdot V_{кр} \cdot \bar{X}^2} \cdot \sqrt[3]{\frac{HV^2 \cdot \tau_{сдв}}{2} \cdot \frac{m \cdot V_{кр}}{315 \cdot \pi \cdot \sqrt{\frac{V_{дет}}{B} \cdot \left( \frac{1}{R_{кр}} + \frac{1}{R_{дет}} \right)}}}$$

Данное уравнение может быть решено лишь численным методом. Для наглядности решения упростим уравнение (5), рассматривая его в виде квадратного уравнения:

$$M \cdot Q + N \cdot Q^{0.5} - \Pi = 0 \text{ или } x^2 + \frac{N}{M} \cdot x - \frac{\Pi}{M} = 0, \quad (6)$$

где  $x^2 = Q$ .

Решая квадратное уравнение, после несложных преобразований, имеем:

$$Q = \frac{1}{\sqrt{\left( \frac{N}{2 \cdot \Pi} + \sqrt{\frac{N^2}{4 \cdot \Pi} + \frac{M}{\Pi}} \right)}}. \quad (7)$$

Из зависимости (7) следует, что увеличить производительность обработки  $Q$  можно увеличением величины снимаемого припуска  $\Pi$  и уменьшением параметров  $N$  и  $M$ . Уменьшение  $N$  предполагает уменьшение  $\rho$ ,  $B$ ,  $m$  и увеличение  $c$ ,  $V_{кр}$ ,  $V_{дет}$ ,  $\bar{X}$ . Уменьшение  $N$  предполагает уменьшение времени обработки  $\tau$ , т.е. с течением времени  $\tau$  производительность обработки  $Q$  будет уменьшаться. Это согласуется с начальной зависимостью (1), рассматривая в ней отношение  $K_{рез}/\sigma$  заданным. Однако, влияние времени обработки  $\tau$  на производительность обработки  $Q$  в зависимости (7) значительно ниже, чем в зависимости (1). Следовательно, увеличивается время устранения погрешности размера обрабатываемой детали. Чтобы усилить влияние времени обработки  $\tau$  на производительность  $Q$ , необходимо в зависимости (7) существенно уменьшить параметр  $N$ , а параметр  $M$ , наоборот, увеличить.

Уменьшение параметра  $N$  связано в первую очередь с уменьшением радиуса округления вершины режущего зерна  $\rho$  и увеличением зернистости кру-

га  $\bar{X}$ . Увеличить параметр  $M$  можно главным образом за счет уменьшения ширины шлифования  $B$ , так как диаметр детали  $D_{дет}$  - заданная величина.

Если в зависимости (7) слагаемое  $\frac{N^2}{4 \cdot \Pi^2}$  будет больше слагаемого  $\frac{M}{\Pi}$ , то

влияние времени обработки  $\tau$  на производительность обработки будет несущественно и процесс исправления погрешности обработки «растянется» во времени. Это подтверждается практикой шлифования, в особенности при резании затупленным инструментом, когда в процессе длительного выхаживания не удается добиться заметного уменьшения величины упругого перемещения.

Данная закономерность имеет место и при шлифовании алмазным инструментом. В этом случае определяющим фактором является существенное увеличение условного напряжения резания  $\sigma$  за счет увеличения трения связки круга (в особенности металлической связки) с обрабатываемым материалом. В результате знаменатель зависимости (1) резко увеличивается, соответственно производительность обработки  $Q$  неограниченно уменьшается, что не позволяет практически реализовать процесс выхаживания.

Произведем расчет и анализ шероховатости обработанной поверхности на этапе выхаживания при шлифовании.

При шлифовании прямолинейного образца без поперечной подачи (т.е. при выхаживании) уравнение, описывающее баланс перемещений в технологической системе, имеет вид [3]:

$$y + V_{\phi} \cdot \tau = \Pi, \quad (8)$$

где  $y$  - величина упругого перемещения в технологической системе, м;  $V_{\phi}$  - линейная скорость съема металла, м/с;  $\Pi$  - величина снимаемого припуска при выхаживании, м.

Величина упругого перемещения  $y$  определяется радиальной составляющей силы резания  $P_y = c \cdot y$ . Предположим, что при абразивной обработке в контакте с обрабатываемым материалом находится  $n_0$  зерен. Если принять, что режущие зерна выступают над уровнем связки абразивного или алмазно-абразивного инструмента на одинаковую высоту и имеют конусообразную форму режущей части с углом при вершине  $2 \cdot \gamma$ , то для вдавливания режущих зерен в обрабатываемый металл необходимо приложить радиальную силу  $P_y$ , равную

$$P_y = \pi \cdot t g^2 \gamma \cdot R_{max}^2 \cdot n_0 \cdot HV, \quad (9)$$

где  $R_{max}$  - глубина вдавливания режущего зерна в обрабатываемый металл (условно равна максимальной высоте микронеровностей обработанной поверхности - параметру шероховатости обработки  $R_{max}$ ), м;  $n_0 = S \cdot k$ ;  $S$  - площадь контакта инструмента с обрабатываемой деталью, м<sup>2</sup>;  $k$  - поверхностная концентрация зерен инструмента, шт./м<sup>2</sup>.

Параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  при шлифовании образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга со скоростью  $V'_{дет}$ , опреде-



ляется зависимостью [5]:

$$R_{max} = \sqrt{\frac{V'_{дет}}{2 \cdot tg \gamma \cdot k \cdot V_{кр}}} \quad (10)$$

Параметр  $V'_{дет}$  равен  $V_{ф}$ . Разрешим зависимость (10) относительно скорости  $V'_{дет} = V_{ф}$  и подставим полученную зависимость в уравнение (8). Подставив в уравнение (8) также зависимость (9), имеем

$$R_{max} = \sqrt{\frac{П \cdot c}{tg \gamma \cdot k \cdot (\pi \cdot tg \gamma \cdot S \cdot HV + 2 \cdot V_{кр} \cdot c \cdot \tau)}} \quad (11)$$

Как видим, с течением времени обработки  $\tau$  параметр шероховатости  $R_{max}$  уменьшается. Более существенное влияние на параметр  $R_{max}$  оказывают параметры  $П, \gamma, k$ . Важнейшим условием уменьшения параметра  $R_{max}$  следует рассматривать увеличение поверхностной концентрации зерен  $k$ , т.к. увеличение угла  $\gamma$  ведет к уменьшению отношения  $a_z / \rho$ , увеличению силовой напряженности и ухудшению процесса резания.

Для сравнения определим параметр шероховатости обработки  $R_{max}$  при шлифовании по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием  $P_y$ , определяемым зависимостью (9)

$$R_{max} = \sqrt{\frac{c \cdot y}{\pi \cdot tg^2 \gamma \cdot HV \cdot k \cdot S}} \quad (12)$$

При условии  $\tau = 0$  зависимость (11) принимает вид зависимости (12), рассматривая при этом  $y = П$ . Это означает, что обработка по упругой схеме с фиксированным радиальным усилием  $P_y$  приводит к большим значениям параметра шероховатости обработки  $R_{max}$ , чем обработка по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе. Значения  $R_{max}$  равны для двух рассматриваемых схем лишь в начальный момент обработки (при условии  $\tau = 0$ ). Следовательно, с точки зрения уменьшения параметра шероховатости  $R_{max}$  эффективно обработку вести по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе, т.е. реализуя процесс выхаживания.

**Выводы.** Произведена оценка влияния параметров силовой напряженности процесса резания на точность и производительность обработки на этапе выхаживания при шлифовании. Определены факторы, наиболее ответственные за формирование точности и производительности обработки при выхаживании. Аналитически описана шероховатость обработки при выхаживании и установлены условия ее уменьшения.

#### Список литературы

1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с.
2. Лурье Г.Б. Шлифование металлов. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и техно-

логии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. "Концепции развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.

4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В., Серов Б.С., Якимов А.А. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.
5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис... докт. техн. наук: 05.03.01 / Одес. гос. политехн. ун-т. – Одесса, 1995. – 36 с.

#### **Анотація**

#### **Теоретичний аналіз шляхів підвищення ефективності процесу виходжування при шліфуванні**

*Наведено результати теоретичних досліджень параметрів точності й шорсткості процесу виходжування при шліфуванні.*

#### **Abstract**

#### **The theoretical analysis of ways of increase of efficiency of process of nursing at grinding**

*Results of theoretical researches of parameters of accuracy and roughness of process of nursing are resulted at grinding.*

## ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Дудин А.Т.

(ПТУ-46 г. Евпатория)

*Описаны конструкции новых прогрессивных абразивных инструментов, обеспечивающих повышение производительности и качества обработки.*

**Применение сильфонов при абразивной обработке.****1. Использование сильфонов для шлифования плоскостей, расположенных под разными углами.**

**Проблема.** При шлифовании плоскостей, расположенных под разными углами, требуется перенастройка станка, то есть круг надо выставить точно в обрабатываемую плоскость. Это очень трудоемкое занятие. Не менее трудоемкое занятие и выставление обрабатываемой поверхности в плоскость обработки круга. Очень часто с таким явлением встречаются при заточке ножей к стружкообразующим станкам, рубильным машинам в деревообрабатывающей промышленности. Как бы точно не

выставляли ножи, а при заточке ножей одна сторона обрабатывается больше, а другая меньше. В результате чего процесс обработки увеличивается, а ножи получаются с одной стороны уже, а с другой стороны шире, что приводит к нарушению балансировки рубильных машин.

Таких проблем, где требуется настройка обрабатываемых поверхностей, в машиностроении очень много. Для решения этих проблем предлагается использовать сильфоны. Для этого на одной стороне сильфона крепиться круг, а второй конец сильфона крепиться в патрон станка, рис. 1.

Таким устройством можно шлифовать без переналадки разные плоскости, обеспечивая одинаковый съём материала по всей поверхности.

Абразивный круг - 2 крепиться к сильфону - 1 с помощью клея, смол. Сильфон - 1 во время работы позволяет кругу - 2 располагаться в плоскости обработки материала. С помощью накоенчика - 3 это устройство устанавливается в станок. Направляющий цилиндр - 4 не позволяет сильфону вращаться по кругу.

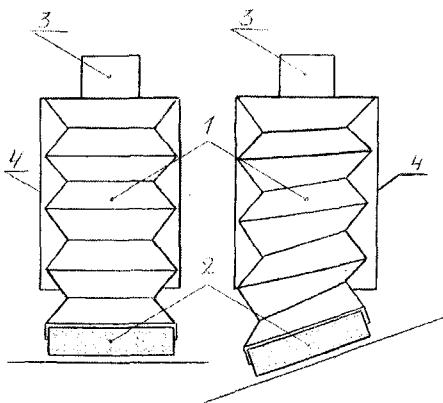


Рис. 1. Использование сильфона для обработки плоскостей расположенных под разными углами: 1 – сильфон; 2 – наконечник; 3 – абразивный круг; 4 – направляющий цилиндр. Вид а - обработка перпендикулярной поверхности; вид б - обработка поверхности под углом меньше, больше 90 град.

## 2. Обработка выпуклых и вогнутых поверхностей.

С помощью сильфона обеспечивается обработка выпуклых и вогнутых поверхностей. Для этого на сильфон для обработки вогнутых поверхностей устанавливается выпуклый круг, а для обработки выпуклых поверхностей устанавливается вогнутый круг. Сильфон, изгибаясь, обеспечивает работу круга на больший радиус с одной точки патрона. Всё это очевидно и банально, но с помощью сильфонов можно обрабатывать очень сложные поверхности, применяя многосильфонные обрабатывающие инструменты. Рассмотрим конструкции таких инструментов, рис.2.

Вращая такой круг и перемещая его по поверхности обрабатываемой заготовки, за счёт изменения наклона головок, зачищается и обрабатывается поверхность со сложным профилем. На рис.3 показан инструмент - платформа, обеспечивающая вращение сильфонов, несущих обрабатывающие головки, каждого в отдельности.

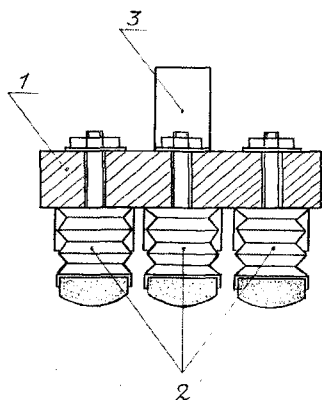


Рис.2. Круг, состоящий из множества сильфонов несущих одинаковые шлифовальные головки, бруски: 1 - основание круга; 2 - сильфоны с направляющими цилиндрами и наконечниками, закрепленными в основании круга, несущие шлифовальные головки; 3 - наконечник крепления круга в станок.

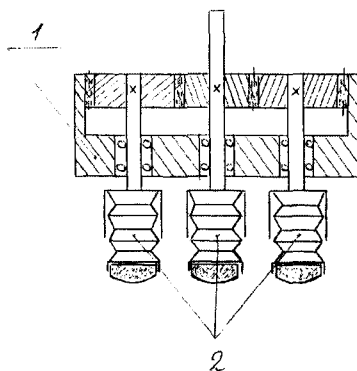


Рис.3. Инструмент - платформа, обеспечивающая вращение сильфонов, несущих обрабатывающие головки, каждого в отдельности: 1 - платформа с приводной шестерней; 2 - сильфоны, установленные в платформу с помощью подшипников, и имеющие, на одном конце шестерню для привода, а на другом конце обрабатывающие головки.

Такие платформы перемещают вдоль обрабатываемой поверхности, а вращающиеся головки обрабатывают поверхность. Платформы, имеющие форму круга и хорошо сбалансированные можно вращать, что увеличит производительность обработки. Круг с несколькими сильфонами может применяться в переносной дрели для очистки и обработки поверхностей. Круги и платформы с большим количеством сильфонов предназначены для применения в крупносерийном производстве.

### 3. Использование боковой поверхности сиффонов, как абразивного инструмента.

Для использования боковой поверхности сиффона, как абразивного инструмента, боковую поверхность сиффона с помощью смол, клеев покрывают абразивным материалом, или армируют абразивными зёрнами материал сиффона при его изготовлении. Сиффоны, содержащие абразивный материал на боковой поверхности, используются для шлифовки внутренних отверстий, внутренней резьбы, снятия заусениц и шлифовки внутренних шлицов и зубчатых колёс. Используя различные приспособления, оправки, головки, стержни применяем сиффоны для заточки многолезвенного инструмента (пил, цепей), зачистке отливок и сварочных швов, обработке фасонных поверхностей, шлифовке наружных резьб и зубчатых колёс. Для наружной обработки деталей сиффоны используем в барабанах для обкатки. Во время обработки детали, сиффон можно сжимать, растягивать, изгибать, что увеличивает или уменьшает углы при вершинах конусов, а это повышает эффективность обработки.

#### **Применение других изделий, как абразивного инструмента.**

##### 1. Применение пружин сжатия и растяжения из круглой проволоки, как абразивного инструмента.

Пружина из круглой проволоки, изготовленная с армированием всей поверхности абразивным материалом, предназначенная для сжатия и растяжения, то есть у которой в свободном состоянии витки не касаются друг друга, хорошо подходит для снятия заусениц и обработки винтовых канавок, резьбы. Такие пружины обеспечивают применение абразивного материала не только на наружной и внутренней поверхностях, но и на боковой межвитковой поверхности. Растягивая или сжимая пружину, изменяем угол обработки.

##### 2. Плоские круглые, пластинчатые пружины.

Абразивный инструмент, изготовленный на основе таких пружин, применяется, как одной круглой пружиной, так и круглыми пружинами, собранными гребёнкой. Плоские прямоугольные пружины собираются в головки, образуя шлифовальный круг.

##### 3. Абразивные инструменты выполненные на основе тросовых канатов, гибких пружинных валов, шнуров капроновых и резиновых, пружин – струн используем для обработки внутренних отверстий, а так же шлифовки резьбы и поверхности зубчатых колёс.

**Выводы:** Абразивный инструмент с меняющимся профилем заменяет многопрофильные круги с разными углами. Такой инструмент обладает более универсальными свойствами, он безопасен. При шлифовании тарельчатыми пружинами фигурных поверхностей, обеспечивается прижим абразива по всей поверхности и не нарушает профиля за счёт отжима пружины. Жёсткие абразивные инструменты, с меняющимся профилем, подходят для обработки наружных и внутренних поверхностей, сложных форм с переходными радиусами, разными угловыми выступами и впадинами.

Применение абразивного инструмента на основе пружин, сиффонов, шнуров требует изменения технологии, и устройства станков, так как в одних случаях надо вращать или перемещать изделие, в других - вращать и перемещать

инструмент, а в третьих, выполнять эти операции с обрабатываемым изделием и инструментом одновременно. Но универсальность, простота и надёжность этих инструментов обеспечивают в короткий срок эффективность производства изделий.

### Абразивный инструмент с меняющимся профилем.

Это новый абразивный инструмент, который заменяет многопрофильные абразивные круги на многих операциях шлифовальной обработки, доводки деталей.

Это новое направление создания абразивного инструмента с меняющимся профилем сокращает время обработки сложных деталей без дополнительных переналадок и смены шлифовальных кругов, позволяет автоматически менять межцентровые расстояния между абразивными инструментами и углы шлифования. Таким инструментом проводится обработка выпуклых и вогнутых наружных и внутренних поверхностей без смены инструмента с быстрым изменением профиля.

Рассмотрим круги с разными профилями, и где они применяются.

Круги на керамической, бакелитовой и вулканитовой связках (ГОСТ 2424 - 83).

Круг	Применение
1. Круг с двухсторонним коническим профилем 2П. Угол $A = 40; 60$ град.	Шлифование профиля зубьев зубчатых колёс, зуборезного инструмента, резьбы, заточки пил.
2. Круг с коническим профилем 3П. Угол $A = 10 - 45$ град.	
3. Круг с конической выточкой ПВК. Угол $A = 10; 15; 20$ град.	
4. Тарельчатые: Угол $A = 15 - 25$ град. Угол $A = 15; 30; 45$ град.	Заточка и доводка режущего инструмента; зубошлифование.
5. Головки угловые DW (ГУ).	
6. Головки конические с углом конуса $60$ град. EW (ГК $60$ град.).	Обработка фасонных поверхностей, пресс-форм и штампов, внутреннее шлифование, зачистка отливок и сварных швов.
7. Головки сводчатые F-1 W (ГСВ).	

При шлифовании эвольвентового профиля зубьев методом обкатки и копирования применяют конические и тарельчатые круги.

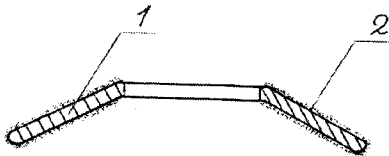


Рис. 4. Абразивный инструмент - тарельчатая пружина: 1 - тарельчатая пружина; 2 - абразивное покрытие тарельчатой пружины.

Все вышеуказанные работы можно выполнять абразивным инструментом с меняющимся профилем, что позволяет выполнять те же работы, заменяя круги с разными углами профиля.

Для этого применим новый абразивный инструмент, изготовленный на основе тарельчатых пружин. Поверхность тарельчатых пружин

покрывается, армируется абразивными или алмазными мелкозернистыми зернами, или порошком, рис. 4.

Таким абразивным инструментом очень удобно снимать заусеницы с разных фасок, галтелей, буртиков, шлифовать профили зубьев, резьбы, конусные поверхности наружные и внутренние, выполнять многие другие шлифовальные работы без смены круга и перенастройки станка. На рис.5 показан абразивный инструмент из двух тарельчатых пружин, образующих X-образный профиль.

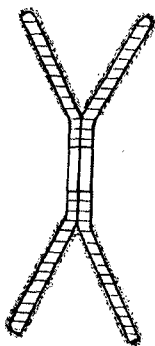


Рис. 5. Абразивный инструмент из двух тарельчатых пружин, образующих X-образный профиль.

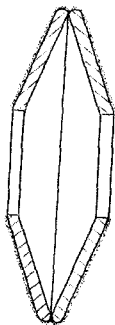


Рис. 6. Абразивный инструмент из двух тарельчатых пружин, образующих O-образный профиль.

Этим инструментом удобно шлифовать зубья, резьбы. Тарельчатые пружинные круги можно раздвинуть между собой с помощью шайб. Устанавливая между тарельчатыми элементами круглую витую пружину, увеличиваем подвижность тарельчатых абразивных пружин в этом абразивном инструменте. На рис.6 показан абразивный инструмент из двух тарельчатых пружин, образующих O-образный профиль.

При такой сборке тарельчатых пружин в абразивный инструмент, тарельчатые пружины покрываются абразивным материалом с одной стороны. Пружины опираются сами на себя или на шайбы (цилиндрические диски), что позволяет увеличивать расстояние между пружинами и обеспечивать одновременное касание обрабатываемых поверхностей, находящимся на расстояниях больших, чем два тарельчатых круга вместе. Одиночные тарельчатые пружины, покрытые абразивным материалом рис. 4, крепятся на тросах, гибких валах, жёстких стержнях, образуя многопрофильные подвижные абразивные инструменты, рис.7, рис.8.

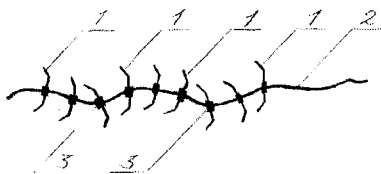


Рис. 7. Тарельчатые абразивные пружины, закрепленные на гибком валу: 1 - тарельчатая абразивная пружина; 2 - гибкий вал; 3 - зажимы.

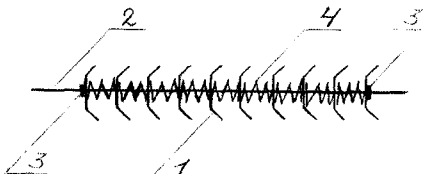


Рис. 8. Тарельчатые абразивные пружины, закрепленные на стержне: 1 - тарельчатая абразивная пружина; 2 - стержень; 3 - зажимы; 4 - пружины.

Точно так же собирается многопрофильный абразивный инструмент из абразивного инструмента, показанного на рис. 5., и рис. 6.

Тарельчатые пружины с абразивным материалом, закрепленные жестко и

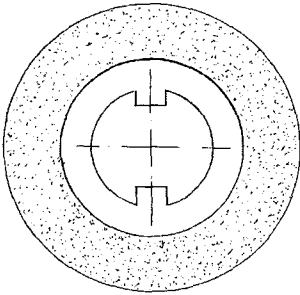


Рис.9. Тарельчатая пружина с абразивным покрытием и двумя шлицевыми выступами.

свободно через пружины на гибких валах и тросах применяются для чистки труб с односторонним и двухсторонним рабочим направлением движения.

Тарельчатые пружины, установленные на жесткий стержень, применяются для обработки отверстий, а также для обработки наружных поверхностей. Для придания вращения тарельчатым пружинам, покрытым абразивным материалом, их изготавливают со шлицевыми выступами. Количество шлицевых выступов и их профиль зависят от материала, размеров и технологии изготовления и эксплуатации. Тарельчатые круги со шлицевыми выступами надеваются на шлицевые

валы, которые приводятся во вращение, рис.9.

#### Список литературы

1. Дудин А.Т., Новиков Ф.В. Двигатели и технологии: Учеб. Пособие / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2004. – 280 с. (Физические и компьютерные технологии).
2. Дудин А.Т. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности абразивно-шлифовальной обработки. – Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции. – Харьков, ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 147-154.
3. Дудин А.Т., Новиков Ф.В. Конструкторское обеспечение новых технологий шлифования. – Физические и компьютерные технологии. – Труды 13-й Международной научно-технической конференции. – Харьков, ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 154-168.
4. Технологія машино- та двигунобудування: Підручник / Якімов О.В., Новіков Ф.В., Тонконогий В.М., Якімов О.О., Оборський Г.О., Ларшин В.П., Новиков Г.В., Кривошапка Ю.М. – Одеса: ОНПУ, 2005. – 720 с.

#### Анотація

#### Прогресивні конструкції абразивних інструментів

*Описано конструкції нових прогресивних абразивних інструментів, що забезпечують підвищення продуктивності і якості обробки.*

#### Abstract

#### Progressive designs of abrasive tools

*Designs of the new progressive abrasive tools providing increase of productivity and quality of processing are described.*



**ИСПЫТАНИЕ ИЗОЛЯЦИОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КАБЕЛЕЙ И ПРОВОДОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ НАПРЯЖЕНИЕМ НА ПРОХОД**

**Золотарев В. М., канд. техн. наук, Карпушенко В.П., канд. экон. наук,  
Золотарёв В.В., Науменко А.А., канд. техн. наук**  
(ЗАО завод "Южкабель", г. Харьков)

*Исследованы физические процессы, связанные с транспортом электрических зарядов коаксиальным слоем диэлектрика, движущегося через область ионизированного газа. Это имеет место при испытаниях кабельно-проводниковых изделий коаксиальной конструкции в технологических линиях электрическим напряжением на проход.*

Случай движущегося через область ионизированного газа слоя диэлектрика, нанесённого на проводящую подложку, имеет широкое распространение в практике поточных испытаний изоляционных элементов различных кабелей и проводов электрическим напряжением на проход. В соответствии с действующим в настоящее время ГОСТ-2990, такие испытания в технологических линиях проходят изоляция всех кабелей и проводов с пластмассовой и резиновой изоляцией, а также пластмассовые, резиновые оболочки и шланговые наружные покрытия, что чрезвычайно важно для обеспечения их качества. В [1] были рассмотрены физические процессы, приводящие к транспорту электрических зарядов из области ионизированного газа, возникающей внутри высоковольтного испытательного электрода, через которую движется при таких испытаниях испытуемый объект в виде замкнутого слоя диэлектрика (изоляции, оболочки или шланга), нанесённого на проводящую металлическую подложку (жилу, металлическую оболочку или броню). При этом, для упрощения анализа, предполагалось, что слой диэлектрика является весьма тонким, а кривизной внешней поверхности в этом случае можно пренебречь. Было показано, что транспорт электрических зарядов из ионизированной области осуществляется внешней поверхностью слоя диэлектрика и зависит не только от его свойств, но и от уровня приложенного напряжения.

Однако, в связи с освоением отечественной промышленностью производства высоковольтных кабелей на 110 кВ, а в недалёком будущем и на напряжение до 500 кВ переменного тока, а также высоковольтных СИП, толщину слоя диэлектрика в таких конструкциях уже нельзя считать малой и необходимо рассматривать движение толстого коаксиального диэлектрического слоя, равномерно нанесённого на круглый цилиндрический проводник.

**Постановка задачи.** Обозначим радиус этого заземлённого проводника через  $r$ , а толщину слоя диэлектрика - через  $\delta$ . Тогда внешняя поверхность слоя диэлектрика, ограниченная радиусом  $R = r + \delta$ , является собственно транспортёром электрических зарядов, в данном случае - в коаксиальной геометрии, в которой одним электродом является проводник, а вторым – ионизированная область, плотно облегающая в пределах длины испытательного электрода слой диэлектрика по внешнему радиусу  $R$ .

В общем случае возникающий при этом ток переноса  $i_{\text{л}}$  равен [1].

$$i_n = \varepsilon_0 (\varepsilon_g E_g - E_0) \Pi V, \quad (1)$$

где  $E_0$  – пробивная напряжённость воздуха, равная приблизительно 30 кВ/см;  $E_0$  – напряжённость электрического поля с внутренней стороны поверхности радиуса  $R$ ;  $\Pi = 2\pi R$  – внешний периметр диэлектрического слоя;  $V$  – скорость движения диэлектрика относительно испытательного электрода;  $\varepsilon_0$  – относительная диэлектрическая проницаемость диэлектрика;  $\varepsilon_0$  – диэлектрическая постоянная вакуума.

Учитывая, что в слое диэлектрика толщиной  $R-r_0$  действует распределённая неравномерно радиальная компонента напряжённости электрического поля  $E_r$ , при воздействии напряжения  $U$ , воспользуемся средней напряжённостью  $E_{cp}$ ,

такой, что 
$$\int_{r_0}^R E_r dr' = E_{cp} (R-r),$$

при условии нормировки 
$$\int_r^R E_r dr' = U, \quad (3)$$

откуда 
$$E_{cp} = \frac{U}{R-r_0}. \quad (4)$$

Тогда ток переноса в случае тонкого диэлектрика получается из [1]:

$$i_{\Pi}' = \varepsilon_0 \left( \frac{\varepsilon_g U}{R-r} - E_0 \right) \Pi V = \varepsilon_0 (\varepsilon_g E_{cp} - E_0) \Pi V. \quad (5)$$

**Решение задачи.** Для рассматриваемого случая коаксиальной геометрии электродов выражение для тока переноса  $i_{\Pi}'$  также следует из [1]:

$$i_{\Pi}' = \varepsilon_0 \left( \varepsilon_g \frac{U}{R \ln \frac{R}{r}} \right) \Pi V. \quad (6)$$

Если учесть решение дифференциального уравнения для напряжённости электрического поля  $E_r$  на внешней стороне диэлектрика, к которому приложено напряжение  $U$

$$E_R = \frac{U}{R \ln \frac{R}{r}}. \quad (7)$$

Используя теперь [1] и [6], найдём соотношение тока переноса слоя диэлектрика радиуса  $R$  с неравномерно распределённым в нём полем и слоя диэлектрика с однородным полем.

$$\frac{i_n'}{i_n} = \frac{\frac{U}{R-r}}{\frac{U}{R \ln \frac{R}{r}}} = \frac{\frac{R}{r} \ln \frac{R}{r}}{\frac{R}{r} - 1} = f(R/r). \quad (8)$$

Как видно, в последнем выражении при значении безразмерной переменной  $x = R/r = 1$  имеет место неопределённость вида 0/0. Раскрывая эту неопре-

делённость, получаем

$$\lim_{x \rightarrow 1} \frac{x \ln x}{x-1} = \lim_{x \rightarrow 1} \left( \ln x + \frac{1}{x} \right) = 1. \quad (9)$$

Подставив значение  $i_n$  из (5) в (8) имеем:

$$i_n' = i f(R/r) = \Pi \varepsilon_0 (\varepsilon_g E_{cp} - E_0) V f(R/r). \quad (10)$$

Вводя теперь аналогично [1] коэффициент  $K_r$ , зависящий только от свойств диэлектрика и средней напряжённости поля в нём  $E_{cp}$ .

$$K_r = 1 - \frac{E^*}{\varepsilon_g}, \quad (11)$$

$$E^* = \frac{E_0}{E_{cp}} \quad (12)$$

получаем окончательно выражение для тока переноса диэлектриком радиуса  $R$

$$i_n' = \Pi \varepsilon_0 \varepsilon_g E_{cp} K_r V f(R/r). \quad (13)$$

**Анализ полученных результатов.** Из (13) видно, что ток переноса коаксиальным слоем диэлектрика, при учёте неравномерного распределения электрического поля в нём также пропорционален скорости движения через область ионизированного газа, но с коэффициентом  $K_r$ , зависящим теперь уже не от напряжённости на внутренней стороне внешней поверхности диэлектрика, как это имеет место в случае малой его толщины, а от средней напряжённости в толще самого этого диэлектрика. Функцию  $f(R/r)$  естественно рассматривать как некоторый безразмерный геометрический фактор. В самом деле, если радиус диэлектрика  $r$  близок к его внешнему радиусу  $R$ , то функция  $f(R/r)$  стремится к единице, а толщина диэлектрика  $\delta = R - r$  становится малой величиной по сравнению с  $R$ , что позволяет пренебречь кривизной слоя диэлектрика и принять среднее значение напряжённости  $E_{cp}$  примерно равным  $U/\delta$ . При этом выражение для тока переноса  $i_n'$  для случая коаксиальной геометрии переходит, как видно, в выражение для тока переноса тонкого диэлектрика, полученное в [1].

$$i_n' = \Pi \varepsilon_0 \varepsilon_g K V, \quad (14)$$

где 
$$K = 1 - \frac{E_0}{E_g}, \quad (15)$$

$$E^* = \frac{E_0}{E_g}. \quad (16)$$

Это имеет место при значении электрической напряжённости  $E_g$  с внутренней стороны внешней границы диэлектрика, равной средней напряжённости поля в этом диэлектрике

$$E_g = E_{cp} = U/\delta \quad (17)$$

### Выводы.

1. Ток переноса, возникающий при движении коаксиального слоя диэлектрика, нанесённого на проводящую подложку, через область ионизированного газа, пропорционален скорости его движения, с коэффициентом пропор-

- циональности, зависящим от средней напряжённости электрического поля в толще диэлектрика и геометрического фактора коаксиальной геометрии.
2. В отличие от ранее полученных результатов, выражение для тока переноса содержит среднюю напряжённость электрического поля в диэлектрике, что важно с практической точки зрения, поскольку действующая нормативно-техническая документация на испытания электрическим напряжением на проход нормирует как раз среднюю напряжённость в диэлектрике (изоляция, оболочке, шланговом наружном покрове).
  3. Полученное теоретически выражения для тока переноса имеет практическое значение при конструировании новых, а также выборе и настройке существующих средств сухих испытаний различных конструкций кабелей и проводов с пластмассовой изоляцией в технологических линиях.
  4. Результаты работы могут быть положены в основу создания принципиально нового метода безынерционного электрического измерения скорости движения кабельно-проводниковых изделий с использованием измерения тока переноса, возникающего в результате движения толстого слоя диэлектрика на металлической подложке, через высоковольтный испытательный электрод, что характерно для большинства конструкций кабельно-проводниковых изделий с пластмассовой изоляцией.

#### Список литературы

1. Науменко А.А., Золотарёв В.М., Карпушенко В.П., Золотарёв В.В. Физические процессы, приводящие к транспорту электрических зарядов слоем диэлектрика на проводящей подложке. // Вестник Национального технического университета «ХПИ». – 2005. – Вып. 42. – С. 3 – 15.
2. Тамм И.Е. Основы теории электричества. – М.: Наука, 1976. – 618 с.
3. Борисенко А.И., Тарапов И.Е. Векторный анализ и начала тензорного исчисления. – Харьков: Изд-во Харьковского университета, 1972. – 253 с.
4. Ларина Э.Т. Силовые кабели и кабельные линии. – М.: Энергоатомиздат, 1984. – 365 с.

#### Анотація

#### Випробування ізоляційних елементів кабелів і проводів електричною напругою на прохід

*Досліджені фізичні процеси, пов'язані з транспортом електричних зарядів коаксіальним шаром діелектрика, що рухається крізь область іонізованого газу. Це має місце при випробуваннях кабельно-провідникових виробів коаксіальної конструкції в технологічних лініях електричною напругою на прохід.*

#### Abstract

#### Test of elements of isolation of cables and wires the electric pressure on pass

*The physical processes of electric charge transport by coaxial layer of dielectric moving through the area of ionized gas are studied. This takes place during testing of coaxial cable and wire products by spark testing in technological lines.*

## ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКОЙ РЕЗЬБЫ В ОТВЕРСТИЯХ ГОРЛОВИН БАЛЛОНОВ В УСЛОВИЯХ МАССОВОГО ПРОИЗВОДСТВА

Иванов И.Е.

*(Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь)*

*В работе обоснованы условия уменьшения неравномерности снимаемого припуска при рассверливании отверстия в горловине баллона и определена наиболее эффективная чистовая технологическая база при обработке.*

**Введение.** При нарезании конической резьбы в отверстиях горловин баллонов в условиях массового производства возникают сложные задачи по обеспечению точности и качества обработки. Для их решения предложен новый эффективный технологический процесс механической обработки [1, 2], основанный на снижении доминирующих случайных погрешностей обработки, позволяющий повысить точность обработки отверстия для последующего нарезания в нем конической резьбы. Исследования показали, что потери от брака по резьбе в результате применения нового технологического процесса механической обработки, уменьшились с 15,5% до 1,3%. Вместе с тем, для эффективного внедрения данного технологического процесса в производство требуется его всестороннее исследование.

**Цель работы.** Целью работы является обоснование условий уменьшения неравномерности снимаемого припуска при рассверливании отверстия в горловине баллона и выбор чистовой технологической базы при обработке.

**Материалы и результаты исследований.** Обработка отверстия в горловине баллона под коническую резьбу может осуществляться при вращающейся и невращающейся заготовке. При вращающейся заготовке баллона довольно сложно обеспечить ее точное центрирование и положение относительно оси вращения. Для обеспечения центрирования необходимо ввести в технологический процесс операцию по обработке технологического пояса под люнет, а для придания заготовке определенного положения вдоль оси – обработать сферу горловины. Большая масса и вылет заготовки баллона, неуравновешенность вращающихся масс создает большие динамические нагрузки. Поэтому специальный станок должен обладать большими габаритными размерами и высокой стоимостью. Кроме того, сложно автоматизировать на станке загрузку заготовки, в связи с наличием люнета. С учетом вышесказанного, поверхности вращения относительно крупных заготовок целесообразно обрабатывать на автоматических линиях из агрегатных станков с помощью вращающихся инструментальных головок при неподвижно установленной в приспособлении заготовке.

Как установлено, отверстия в горловинах заготовок баллонов (рис. 1) имеют несимметричную форму, что приводит при обработке к съему неравномерного припуска и возникновению различных погрешностей обработанного отверстия. Уменьшить неравномерность снимаемого припуска при обработке от-

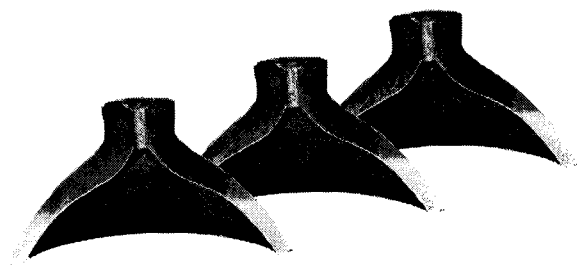


Рис. 1. Горловины баллонов в разрезе.

гда отсутствует возможность точной установки каждой заготовки баллона при обработке. В этом случае стоит задача правильного выбора метода базирования заготовки, который позволил бы снизить отклонение от соосности обрабатываемого отверстия в горловине баллона и сверла.

Заготовка баллона представляет собой полый цилиндр, края которого имеют закрытую криволинейную форму. Поэтому основным методом базирования заготовки следует рассматривать базирование на призму, рис. 2 [3]. Призма представляет собой деталь с двумя опорными поверхностями, расположенными под углом  $\gamma$ , который может быть равным  $60, 90$  и  $120^\circ$ . Данная схема базирования может быть использована в качестве черновой базы. Очевидно,

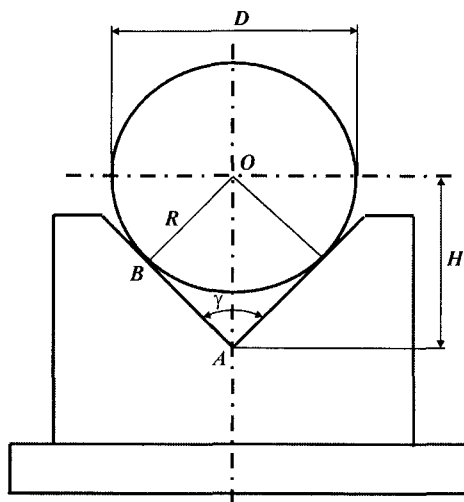


Рис. 2. Схема базирования заготовки с главной базой, имеющей вид цилиндрической наружной поверхности, на призму.

верстия можно за счет повышения точности изготовления заготовки баллона методами пластического деформирования и обеспечения соосности обрабатываемого отверстия и сверла. Второй случай имеет исключительно важное значение в условиях крупносерийного или массового производства на автоматической линии, ко-

для чистовой базы необходимо использовать обработанную цилиндрическую или торцовую поверхности горловины баллона. Поэтому уже при создании чистовой базы важно обеспечить соосность обрабатываемого отверстия сверла.

Для этого оценим отклонение от соосности обрабатываемого отверстия и сверла при базировании заготовки баллона на призму. Предположим, что разброс значений диаметров заготовок баллонов равен  $\Delta D$ . Исходя из схемы, показанной на рис. 2, определим, как при этом изменится величина  $H$ , определяющая высоту расположения оси заготовки относительно

призмы. Из прямоугольного треугольника  $OBA$  вытекает тригонометрическое соотношение:

$$\sin \frac{\gamma}{2} = \frac{R}{H} \quad \text{или} \quad H = \frac{D}{2} \cdot \frac{1}{\sin \frac{\gamma}{2}}, \quad (1)$$

где  $R = D/2$  – радиус заготовки баллона, м.

С учетом того, что разброс значений диаметров заготовок баллонов равен  $\Delta D$ , определим разброс значений  $\Delta H$ :

$$\Delta H = \frac{\Delta D}{2} \cdot \frac{1}{\sin \frac{\gamma}{2}}. \quad (2)$$

Из зависимости (2) следует, что с увеличением угла призмы  $\gamma$  величина  $\Delta H$  уменьшается. Наименьшее значение  $\Delta H$  достигается при  $\gamma/2 = 90^\circ$  или при  $\gamma = 180^\circ$ . Следовательно, для того чтобы существенно уменьшить несоосность обрабатываемого отверстия в горловине баллона и сверла необходимо базирование заготовки баллона производить на призму с углом  $180^\circ$ , т.е. фактически на плоскость. Однако, это усложняет возможность надежного крепления заготовки баллона. Поэтому для ее базирования необходимо использовать призму с углом  $\gamma < 180^\circ$ . Используя зависимость (2), оценим, как влияет угол  $\gamma$  на величину  $\Delta H$ , табл. 1.

Таблица 1

Расчетные значения отношения $\Delta H / \Delta D$				
$\gamma$ , град	60	90	120	180
$\Delta H / \Delta D$	1,0	0,707	0,577	0,5

Как следует из табл. 1, с увеличением угла призмы  $\gamma$  от 60 до  $180^\circ$  отношение  $\Delta H / \Delta D$  уменьшается в два раза. При этом отличие значений  $\Delta H / \Delta D$  для углов  $\gamma$  равных 120 и  $180^\circ$  незначительно (в пределах 15%). Это позволяет вполне обоснованно использовать для базирования заготовки баллона призму с  $\gamma = 120^\circ$ .

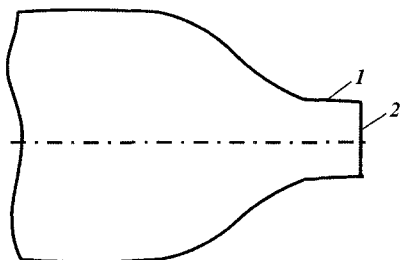


Рис. 3. Расположение поверхностей горловины баллона: 1 – наружная цилиндрическая поверхность; 2 – торцовая поверхность.

Для качественной обработки отверстия в горловине баллона важно правильно выбрать чистовую технологическую базу, при установке на которую можно было бы надежно и с требуемой точностью вести дальнейшую обработку. Очевидно, такой базой может служить наружная цилиндрическая поверхность горловины баллона (цилиндрический пояс), рис. 3. Поэтому на первой операции при установке баллона на черновую базу необходимо обработать чистовую базу –

наружную цилиндрическую поверхность горловины баллона (цилиндрический пояс). Обработку следует произвести по способу продольного точения резцом, совершающим круговое движение вокруг обрабатываемой наружной цилиндрической поверхности. Для этого резец должен крепиться в специальной инструментальной головке, применяемой для обработки крупногабаритных заготовок на агрегатных станках. Для обеспечения концентричности обрабатываемых базовой наружной цилиндрической поверхности и внутренней цилиндрической поверхности (отверстия) горловины баллона целесообразно их обработку вести одновременно с одного установа, используя инструментальную головку, содержащую проходной резец и сверло.

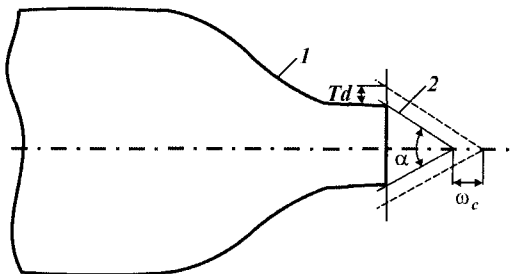


Рис. 4. Расчетная схема смещения торца горловины баллона  $\omega_c$ : 1 – горловина баллона; 2 – базирующий конус.

Совмещенная обработка резцом и сверлом, кроме повышения точности взаимного расположения наружной и внутренней цилиндрических поверхностей, позволит существенно повысить производительность и снизить трудоемкость обработки. Следует отметить, что применение наружной цилиндрической поверхности горловины баллона в качестве чистовой технологической базы в дей-

ствующем технологическом процессе не позволило решить задачу точности обработки отверстия. Поэтому в качестве чистовой технологической базы целесообразно использовать торцовую поверхность или же кромку горловины баллона, соединяющую торцовую и наружную цилиндрическую поверхности, рис. 4.

Из всех трех рассмотренных вариантов технологических баз более предпочтительным вариантом следует считать третий (последний), связанный с базированием по образующейся кромке горловины баллона. Он может быть реализован за счет базирования на внутреннюю поверхность опорного элемента (тарелки), рис. 4. Тогда для остальных операций технологического процесса основными базами будут являться поверхности, обработанные на первой операции, а именно: наружный диаметр и торец горловины баллона; с целью материализации оси баллона следует использовать базирующий конус. Это позволит полностью устранить погрешности базирования горловины баллона в радиальном направлении.

Следует отметить, что, обеспечивая требования по соосности оси отверстия баллона и шпинделя станка, данная схема базирования вызовет смещение торца горловины баллона, которое, исходя из рис. 4, можно определить по зависимости:

$$\omega_c = \frac{Td}{2tg \frac{\alpha}{2}}, \quad (3)$$



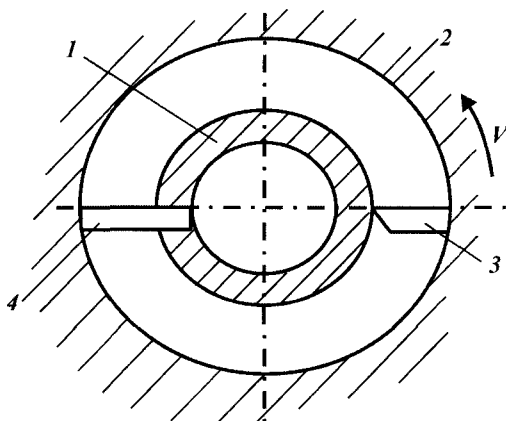


Рис. 5. Схема совместной обработки цилиндрической и торцевой поверхностей горловины баллона: 1 – горловина баллона; 2 – инструментальная головка; 3 – проходной резец; 4 – подрезной резец.

головку, обеспечивающую одновременно точение цилиндрической наружной и торцевой поверхностей и сверление отверстия, рис. 5. Инструментальная головка должна содержать проходной и подрезной резцы и сверло.

Из зависимости (3) следует, что чем меньше величина  $Td$ , тем меньше смещение торца горловины баллона и соответственно выше будет точность обработки отверстия. Поэтому проведем теоретический анализ путей повышения точности обработки (при точении) наружной цилиндрической и торцевой поверхностей, позволяющих уменьшить величину  $Td$ .

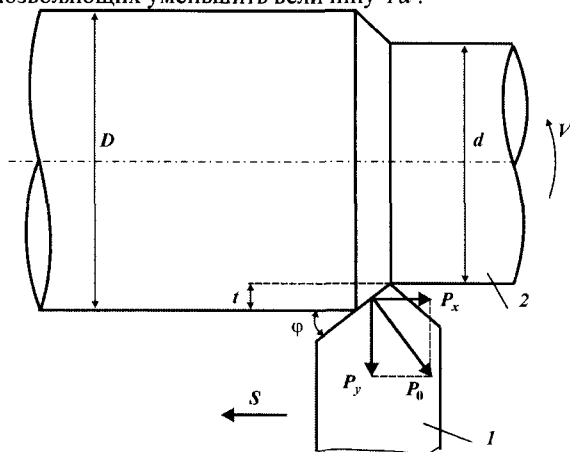


Рис. 6. Расчетная схема продольного точения: 1 – резец; 2 – обрабатываемая деталь.

где  $Td$  – допуск наружного диаметра, мм;  $\alpha$  – угол базисующего конуса.

Для создания чистой технологической базы по кромке горловины баллона, с целью обеспечения перпендикулярности наружной цилиндрической и торцевой поверхностей, их обработку целесообразно выполнить одновременно с одного установка. Важно также при этом произвести предварительную обработку отверстия сверлом (с целью обеспечения концентричности наружной и внутренней цилиндрических поверхностей). Для этого необходимо использовать специальную инструментальную

Оценим погрешности обработки, обусловленные появлением упругих перемещений  $y$  в технологической системе при продольном точении проходным резцом, рис. 6. Для нормального протекания процесса резания возникающая радиальная составляющая силы резания  $P_y$  должна уравниваться упруго-восстанавливающей силой  $c \cdot y$ , где  $c$  – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м.

Под действием радиальной составляющей силы резания  $P_y$  в технологической системе возникает упругое перемещение  $y$ , что приводит к уменьшению фактической глубины резания  $t - y$ , где  $t$  – номинальная глубина резания, м. С учетом этого величина упругого перемещения  $y$  опишется [4]:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t - y)}{c \cdot K_{pez}} \cdot \cos \varphi, \quad (4)$$

где  $\sigma$  – условное напряжение резания, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{pez} = P_z / P_0$  – коэффициент резания (рис. 6);  $S$  – продольная подача, м/об;  $\varphi$  – угол резца в плане, град.

Разрешая полученное уравнение (4) относительно неизвестной величины  $y$ , имеем:

$$y = \frac{\frac{\sigma}{K_{pez}} \cdot S \cdot t \cdot \cos \varphi}{\left( c + \frac{\sigma}{K_{pez}} \cdot S \right)}. \quad (5)$$

Входящее в числитель зависимости (5) выражение равно номинальному значению радиальной составляющей силы резания  $P_y$ . Входящее в знаменатель зависимости (5) выражение равно условной жесткости технологической системы, которая больше исходной жесткости  $c$ . Второе слагаемое  $S \cdot \sigma / K_{pez}$  по физической сути определяет “жесткость” процесса резания. Из этого вытекает, что жесткость технологической системы в процессе резания как бы увеличивается. Преобразуем зависимость (5):

$$y = \frac{t}{\left( 1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S} \right)}. \quad (6)$$

Как следует из зависимости (6), величина  $y$  всегда меньше номинальной глубины резания  $t$ . При однопроходном точении  $t$  равна величине снимаемого припуска, который в условиях массового производства может изменяться в широких пределах. Поэтому в широких пределах будет изменяться и величина  $y$ , а соответственно и исследуемая величина  $Td$ . Следовательно, основным путем уменьшения этих величин следует рассматривать существенное уменьшение (вплоть до нуля) второго слагаемого знаменателя зависимости (6). Это достигается увеличением жесткости технологической системы  $c$ , отношения  $K_{pez} / \sigma$  и уменьшением продольной подачи  $S$ . Как известно, уменьшение  $S$  ведет к

уменьшению производительности обработки. Поэтому более целесообразно уменьшать величину  $y$  за счет увеличения  $c$  и отношения  $K_{рез}/\sigma$ . Увеличить жесткость  $c$  можно, например, за счет создания специальной конструкции кондуктора. Для анализа отношения  $K_{рез}/\sigma$  воспользуемся аналитической зависимостью для определения  $\sigma$  [5]:

$$\sigma = \frac{\sigma_{сж}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right), \quad (7)$$

где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>.

Тогда зависимость (6) опишется:

$$y = \frac{t}{\left[1 + \frac{c}{\sigma_{сж} \cdot S} \cdot \frac{K_{рез}^2}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}\right]}. \quad (8)$$

Известно, что коэффициент резания  $K_{рез}$  может изменяться в широких пределах. При абразивной обработке он принимает небольшие значения, в пределах 0,1–1,0. При лезвийной обработке – большие значения, в пределах 0,5 – 10 [5]. В табл. 2 приведены расчетные значения функции  $z = \frac{K_{рез}^2}{\left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right)}$  от коэффициента резания  $K_{рез}$ .

Таблица 2

Расчетные значения функции  $z$

$K_{рез}$	0,1	0,6	1,0	3,0	5,0	10,0
$z$	0,005	0,18	0,42	2,2	4,2	9,1

Как следует из табл. 2, с увеличением коэффициента резания  $K_{рез}$  функция  $z$  увеличивается. Очевидно, при  $K_{рез} > 3,0$  с достаточной для практики точностью функцию  $z$  можно упростить и привести к виду:

$$z \approx K_{рез}. \quad (9)$$

Подставляя зависимость (9) в (8), имеем:

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma_{сж} \cdot S}\right)}. \quad (10)$$

Зависимость (10) отличается от исходной зависимости (6) тем, что вместо условного напряжения резания  $\sigma$  она содержит параметр  $\sigma_{сж}$ . Следовательно, выводы, вытекающие из зависимости (6) относительно условий уменьшения величины  $y$ , справедливы и для зависимости (10).

В работе [5] показано, что  $K_{рез} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi - \gamma)}$ , где  $\psi$  – условный угол трения

обрабатываемого материала с передней поверхностью резца ( $tg\psi = f$  – коэффициент трения инструментального и обрабатываемого материалов);  $\gamma$  – положительный передний угол резца.

Для отрицательного переднего угла резца  $\gamma$  коэффициент резания  $K_{рез}$  выразится следующей зависимостью  $K_{рез} = \frac{1}{tg(\psi + \gamma)}$ . В этом случае, очевидно, коэффициент резания  $K_{рез}$  будет меньше, чем для положительного переднего угла резца. Это характерно, например, для процессов абразивной обработки, где передние углы режущих абразивных зерен принимают отрицательные значения.

Как следует из приведенной зависимости, для положительного переднего угла резца  $\gamma$  коэффициент резания  $K_{рез}$  тем больше, чем больше данный угол  $\gamma$  и меньше условный угол трения  $\psi$ . Естественно, увеличение переднего угла  $\gamma$  ограничено прочностью инструмента, поэтому необходимо стремиться уменьшать угол  $\psi$  до значения  $\gamma$ . Тогда при условии  $\psi = \gamma$  коэффициент резания  $K_{рез} \rightarrow \infty$ . Например, при  $\gamma = 0$  условный угол трения  $\psi$  должен также приближаться к нулю. Однако, это условие выполнить трудно. Проще увеличить передний угол резца  $\gamma$  до значения  $\psi$ . Поэтому применяемые на практике передние углы резцов – положительные ( $\gamma = 0 \dots 20^\circ$ ) [5]. Условный угол трения  $\psi$  изменяется в пределах  $20 \dots 40^\circ$ , что соответствует коэффициенту трения  $f \geq 0,3$ . Как видно, при этих условиях коэффициент резания  $K_{рез}$  может принимать достаточно большие значения (до 10 и более).

Подводя итоги, можно заключить, что основными условиями уменьшения величины упругого перемещения  $y$  при обработке лезвийным инструментом является уменьшение подачи и увеличение коэффициента резания (главным образом за счет увеличения переднего угла резца до значения условного угла трения обрабатываемого металла с передней поверхностью резца) и жесткости технологической системы путем применения специальной конструкции кондуктора. При этом уменьшение подачи  $S$  необходимо согласовать с применяемыми параметрами режима резания при сверлении отверстия, поскольку при обработке горловины баллона точение и сверление будут производиться одновременно с использованием специальной инструментальной головки. Таким образом, обоснованы условия уменьшения величины  $Td$  при точении наружной поверхности горловины баллона, которая определяет смещение торца горловины баллона в соответствии с зависимостью (3). Необходимо отметить, что кроме величины  $Td$  на смещение торца горловины баллона будет оказывать влияние длина хода подрезного резца (инструментальной головки).

Очевидно, эта длина при обработке каждого баллона будет различной в связи с неточностью останова перемещения резца. При нарезании резьбы в обработанном сквозном цилиндрическом отверстии данный фактор фактически не будет влиять на ее точность. При нарезании же конической резьбы данный фактор будет играть большую роль в формировании погрешностей обработки и его необходимо учитывать.

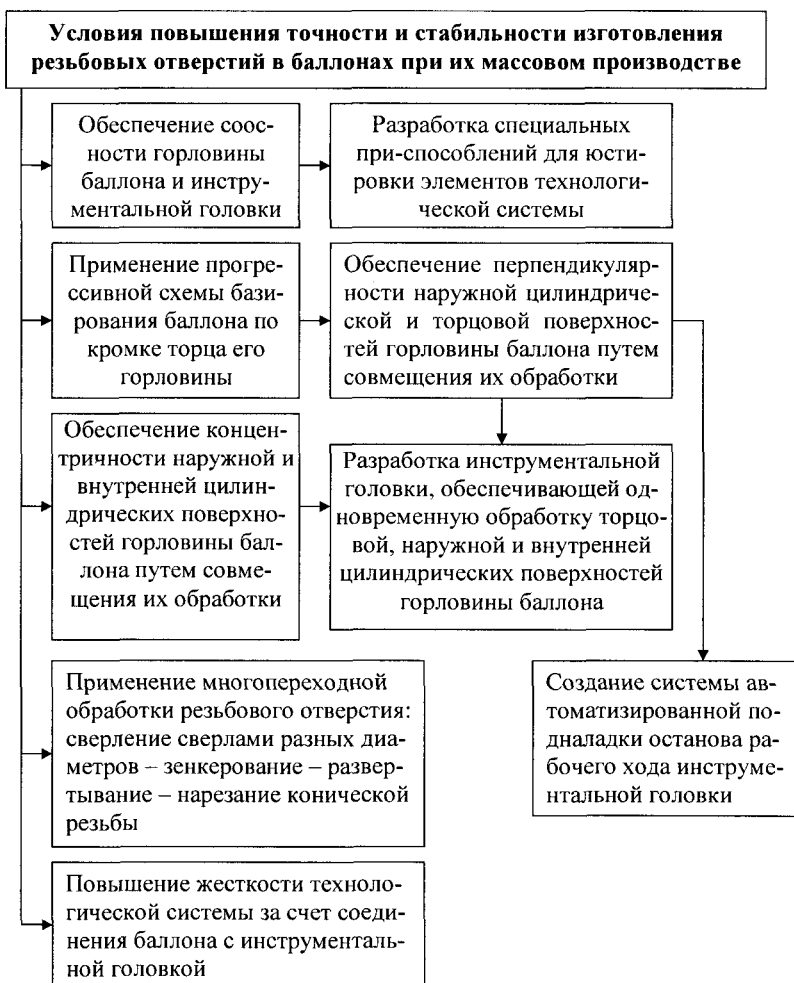


Рис. 7. Структурная схема условий повышения точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах при их массовом производстве.

Так, смещение торца горловины баллона относительно номинального положения приведет к тому, что на операции развертывания конической разверткой будет образовываться отверстие с диаметром, отличным от номинального. Это, в свою очередь, приведет к существенным погрешностям при нарезании конической резьбы, что подтверждается практическими данными. Поэтому, чтобы исключить указанные погрешности, необходимо контролировать длину хода развертки и метчика при обработке каждого баллона. Наиболее эффективным путем следует рассматривать создание и применение системы автоматизи-

рованной подналадки останова рабочего хода инструментальной головки. С учетом сказанного, на рис. 7 приведена структурная схема условий повышения точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах при их массовом производстве.

#### Список литературы

1. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Повышение эффективности механической обработки высокоточного резьбового отверстия в горловине газового баллона. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ “ХПИ”, 2006. – Вып. 70. – С. 350-355.
2. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Высокоточная обработка резьбового отверстия в горловине газового баллона. – Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации [Текст]: материалы IV Международной научно-технической конференции: в 2 ч. Ч.1: Курск. гос. техн. ун-т. Курск, 2006. – С. 181-184.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якова. В десяти томах. – Т.10. “Концепция развития технологии машиностроения” – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
4. Новиков Ф.В., Иванов И.Е. Разработка математической модели формирования погрешностей при механической обработке отверстия. – Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ“ХПІ”. – Харків, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 87-94.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якова. В десяти томах. – Т.1. “Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

#### Анотація

#### **Підвищення якості нарізування конічного різьблення в отворах горловин балонів в умовах масового виробництва**

*У роботі обґрунтовані умови зменшення нерівномірності припуску, що знімається, при розсвердленні отвору в горловині балона і визначена найбільш ефективна чистова технологічна база при обробці*

#### Abstract

#### **Improvement of quality of manufacturing of the conic groove in apertures of mouths of cylinders in conditions of mass production**

*In work conditions of reduction of non-uniformity of a removed allowance are proved at drilling an aperture in a mouth of a cylinder and the most effective fair technological base is determined at processing.*

**ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ  
НА ОПЕРАЦИЯХ КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ШЛИФОВАНИЯ****Ковальчук А.Н.***(ОАО Харьковский машиностроительный завод "Свет шахтера")*

*Обоснованы условия повышения эффективности операций круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров на основе оптимизации их структуры и параметров по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемой поверхности.*

**Введение.** На машиностроительных предприятиях параметры точности и качества обработки деталей машин традиционно формируются на операциях окончательного шлифования. Поэтому совершенствование данных операций имеет большое научное и практическое значение. В особой мере это относится к шлифованию ответственных деталей типа вал (ступенчатых валов, валов-шестерней и т.д.) приводов шахтных конвейеров – планетарных редукторов мощностью более 200 кВт, изготавливаемых из низкоуглеродистых легированных сталей, закаленных до твердости HRC 62–65. Данные детали работают в условиях больших нагрузок и к ним предъявляются высокие требования по точности и качеству обработки. Например, точность размера ступени вала диаметром 200 мм – в пределах 0,002...0,008 мм, а шероховатость обработки –  $R_a=0,2$  мкм. Это вызывает значительные трудности их обработки как с точки зрения стабильного обеспечения заданной точности и шероховатости, так и увеличения производительности обработки, поскольку применяемые операции круглого врезного и продольного шлифования характеризуются достаточно высокой трудоемкостью.

Повысить точность, качество и производительность обработки можно, как известно, за счет применения автоматизированного технологического оборудования и оптимальных по структуре и параметрам операций круглого наружного шлифования. При этом важно знать технологические возможности операций шлифования, располагать математическими моделями основных параметров обработки, позволяющими научно обоснованно выбирать оптимальный маршрут обработки и параметры операций. Однако, на практике решение оптимизационных технологических задач по-прежнему производится на основе эмпирических зависимостей, полученных для частных условий обработки, что не дает общего представления о технологических возможностях операций шлифования в плане повышения точности, качества и производительности обработки.

**Цель работы.** Целью работы является обоснование условий повышения эффективности операций круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров на основе оптимизации их структуры и параметров по критерию наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемой поверхности.

**Материалы и результаты исследований.** На основе разработанного теоретического подхода [1–5] к оптимизации структуры и параметров операций круглого наружного врезного и продольного шлифования произведем выбор наиболее эффективной операции. Для этого проведем анализ операции круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью по основному времени обработки  $\tau$ :

$$\tau = B \cdot \left( \frac{\Pi}{\delta_1} + \frac{\delta_1}{\delta_2} + \frac{\delta_2}{\delta_3} + \dots + \frac{\delta_{n-1}}{\delta_n} - n \right), \quad (1)$$

где  $\Pi$  – снимаемый припуск, м;  $B = \frac{\sigma \cdot F}{c \cdot K_{ш} \cdot V_{кр}}$  – постоянная времени образова-

ния упругого перемещения в технологической системе, с;  $\sigma$  – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м<sup>2</sup>;  $c$  – приведенная жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м;  $K_{ш}$  – коэффициент шлифования, равный отношению тангенциальной и радиальной составляющих силы резания;  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $F = \pi \cdot D_{дет} \cdot H$  – площадь обрабатываемой поверхности, м<sup>2</sup>;  $D_{дет}, H$  – соответственно диаметр детали и высота круга, м;  $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_n$  – упругие перемещения, возникающие в технологической системе соответственно на первом, втором третьем и  $n$ -ном переходах, м.

Подчиняя функцию  $\tau$  условию экстремума от переменных  $\delta_1, \delta_2, \delta_3, \dots, \delta_{n-1}$ , получено экстремальное (минимальное) значение  $\tau_{min}$ :

$$\tau_{min} = n \cdot B \cdot (\varepsilon_{сум}^{1/n} - 1), \quad (2)$$

где  $\varepsilon_{сум} = \Pi / \delta_n$  – суммарное уточнение на размер обрабатываемой поверхности.

При этом доказана справедливость условия:  $\tau_1 = \tau_2 = \dots = \tau_n = B \cdot (\varepsilon_{сум}^{1/n} - 1)$ , где  $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_n$  – соответственно продолжительность первого, второго и  $n$ -ного переходов, с. Следовательно, отношение величин упругих перемещений, возникающих на предшествующем и последующем переходах и определяющее уточнение на размер обрабатываемой поверхности  $\varepsilon_n$ , одинаково для каждого перехода и равно  $\varepsilon_n = \varepsilon_{сум}^{1/n}$ . Поэтому, с каждым последующим переходом величины упругого перемещения и соответственно скорости радиальной подачи убывают по геометрической прогрессии со знаменателем, равным уточнению  $\varepsilon_n$ .

Таблица 1

Расчетные значения  $\tau_{min}$  для  $B=1$ с и  $\varepsilon_{сум}=100$

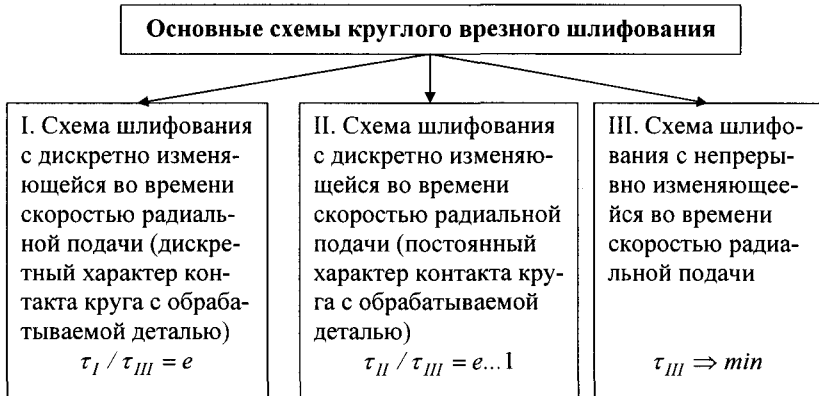
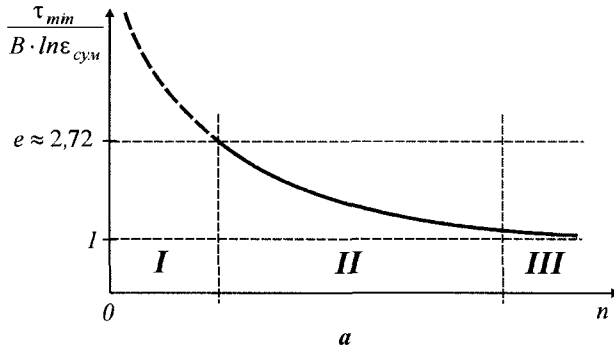
$n$	1	2	3	4	5	6	10	20
$\tau_{min}$	99,0	18,0	10,8	8,6	7,5	6,9	6,0	5,4

Установлено, что функция  $\tau_{min}$  не имеет экстремума от количества переходов  $n$ , табл. 1. Она непрерывно уменьшается с увеличением  $n$  (рис. 1,а), асимптотически приближаясь к значению  $\tau_{min} = B \cdot \ln \varepsilon_{сум}$ , определяемому ос-



новное время обработки для схемы круглого наружного врезного шлифования с непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи, т.е. при  $n \rightarrow \infty$  схемы (II) и (III) равносильны, рис. 1,б.

С увеличением  $n$ , по сути, имеет место переход от схемы (I) круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи (и дискретным характером контакта круга с обрабатываемой деталью) к рассматриваемой выше схеме шлифования (II). Следовательно, схема (II) по продолжительности обработки занимает промежуточное положение между схемами (I) и (III), рис. 1,а. Функция  $\tau_{min} / B \cdot \ln \epsilon_{сум}$  уменьшается от  $e \approx 2,72$  до 1 (при  $n \rightarrow \infty$ ), т.е. применение схемы (II) круглого врезного шлифования с дискретно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи и постоянным контактом круга с обрабатываемой деталью позволяет уменьшить основное время обработки. На основе сказанного, предложена классификация схем круглого наружного врезного шлифования, рис. 1,б.



б

Рис. 1. Зависимость функции  $\tau_{min} / B \cdot \ln \epsilon_{сум}$  от количества переходов  $n$  (а) и классификация основных схем круглого врезного шлифования (б).

Проведем аналитическую оптимизацию структуры и параметров операции круглого продольного шлифования (включающего два перехода: черновое шлифование и выхаживание) на основе полученной аналитической зависимости для определения минимального основного времени обработки  $\tau_{min}$  и значений скорости продольной подачи  $S_{прод1}, \dots, S_{продn}$  на разных проходах:

$$\tau_{min} = n \cdot B \cdot \frac{l_{дет}}{H} \cdot \left( \frac{1}{\varepsilon_{сум}^n} - 1 \right), \quad (3)$$

$$S_{прод1} = \dots = S_{продn} = \frac{H}{B \cdot \left[ \frac{1}{\varepsilon_{сум}^n} - 1 \right]}, \quad (4)$$

где  $l_{дет}$  – длина обрабатываемой детали, м;  $H$  – высота круга, м.

Установлено, что  $\tau_{min}$  тем меньше, чем больше скорость продольной подачи и количество проходов круга при выхаживании, а также чем меньше количество проходов при черновом шлифовании. При этом доказано, что скорость продольной подачи  $S_{прод}$  необходимо на всех  $n$  проходах (включая черновое

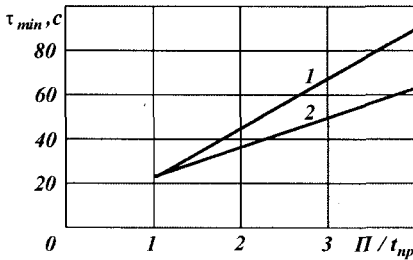


Рис. 2. Зависимости  $\tau_{min}$  от  $\Pi / t_{пр}$  для круглого продольного шлифования (1) и шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами (2).

шлифование и выхаживание) устанавливать одинаковой, максимально достижимой для данного станка. Это хорошо согласуется с практикой применения круглого продольного и плоского шлифования и свидетельствует о достоверности полученных теоретических результатов.

Проведем сравнение основного времени обработки  $\tau_{min}$  при круглом наружном продольном шлифовании и шлифовании последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами по зависимостям:

$$\tau_{min_{пр}} = m \cdot n \cdot B \cdot \frac{l_{дет}}{H} \cdot \left( \frac{1}{\varepsilon_{сум}^n} - 1 \right), \quad (5)$$

$$\tau_{min_{вп}} = n \cdot B \cdot \frac{l_{дет}}{H} \cdot \left[ (m \cdot \varepsilon_{сум})^n - 1 \right], \quad (6)$$

где  $m = \Pi / t_{пр}$  – количество проходов круга;  $t_{пр}$  – предельная глубина шлифования, м;  $\varepsilon_{сум} = t_{пр} / \delta_n$ .

На рис. 2 приведены графики изменения основного времени обработки  $\tau_{min}$  в зависимости от отношения  $\Pi / t_{пр}$ , полученные на основе (5) и (6) для  $n=2$ ;  $\varepsilon_{сум}=10$ ;  $B=1с$ ;  $l_{дет}/H=5$ . Как видно, при  $\Pi / t_{пр}=1$  значения  $\tau_{min}$  равны

для двух рассматриваемых схем шлифования. При  $\Pi/t_{np} > 1$  основное время обработки  $\tau_{min}$  для схемы шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами меньше, чем для схемы круглого продольного шлифования. Этим доказана перспективность применения схемы шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами для обработки цилиндрических поверхностей. На основе проведенного анализа определены основные условия уменьшения основного времени обработки  $\tau_{min}$  при круглом наружном шлифовании, рис. 3.

Необходимо отметить, что полученное выше теоретическое решение хорошо согласуется с практикой шлифования. В частности, с экспериментально установленными результатами, согласно которым производительность круглого наружного врезного шлифования всегда больше производительности круглого наружного продольного шлифования, табл. 2 [6]. Практическим воплощением полученного теоретического решения является известный способ шлифования уступами [7], который сочетает шлифование с продольной подачей и врезное; шлифование каждого участка детали осуществляется кругом с поперечной подачей  $S_{non}$  на величину  $0,9 \cdot h$ ; вначале шлифуется один участок, а затем соседний с ним с перекрытием участков на 5–10 мм. Образующуюся ступенчатость участков можно устранить несколькими продольными ходами.

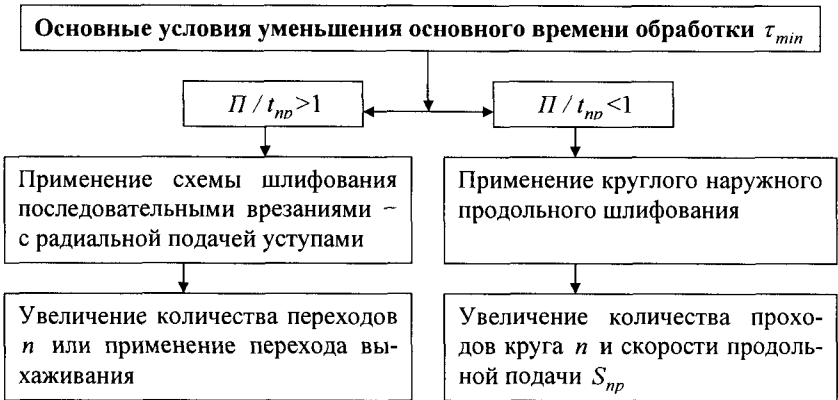


Рис. 3. Структурная схема основных условий уменьшения основного времени обработки  $\tau_{min}$  при круглом наружном шлифовании.

Таблица 2

Средние значения удельной производительности обработки  $Q_{y0}$  [ $\text{мм}^3/(\text{мм} \cdot \text{мин})$ ] при разных видах круглого наружного шлифования

	Врезное	Продольное
Черновое	250–500	200–400
Получистовое	100–200	80–160
Чистовое	40–80	32–63
Тонкое	16–32	12,5–25

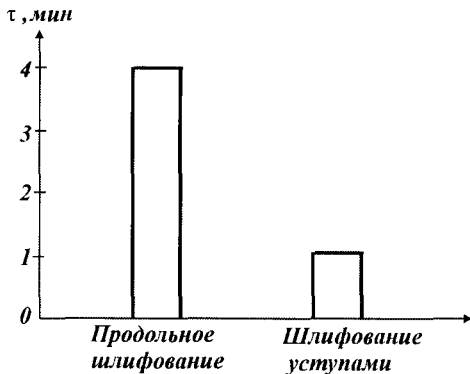


Рис. 4. Диаграмма распределения основного времени обработки  $\tau$  при круглом наружном продольном шлифовании и шлифовании последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами: круг – 1А1 400x80x203 24А 40 СМ1 К6; обрабатываемый материал – сталь 45;  $V_{кр}=35$  м/с;  $V_{дет}=13,2$  м/мин.

Таким образом, на основе разработанного теоретического подхода к оптимизации структуры и параметров операций шлифования в настоящей работе впервые удалось решить задачу по определению потенциальных возможностей круглого наружного врезного и продольного шлифования с точки зрения обеспечения наименьшего основного времени обработки с учетом ограничения по точности размера обрабатываемой поверхности. Теоретически доказана и экспериментально подтверждена (рис. 4) перспективность применения схемы круглого наружного врезного шлифования (уступами) при обработке деталей, по длине

превышающих высоту круга.

Результаты исследований внедрены в ОАО Харьковский машиностроительный завод “Свет шахтера” на операциях круглого наружного шлифования ответственных валов приводов шахтных конвейеров. Практически доказано, что применение схемы шлифования последовательными врезаниями – с радиальной подачей уступами (выполняемой в два перехода: черновое шлифование и выхаживание) и реализующих ее оптимальных параметров обработки (полученных их условия  $\delta_1 / P = 0,05 \dots 1,0$ , где  $\delta_1$  – величина упругого перемещения в технологической системе в начале перехода выхаживания) на операциях круглого наружного шлифования взамен применявшейся ранее схемы круглого продольного шлифования позволило более чем в два раза повысить производительность обработки при гарантированном обеспечении требуемых высоких показателей точности и шероховатости обрабатываемых поверхностей. При этом исключаются прижоги и другие температурные дефекты, твердость обработанных поверхностей валов соответствует их твердости до обработки, что свидетельствует о незначительном влиянии температурного фактора. Применение разработанных операций круглого наружного шлифования позволило уменьшить процент исправимого брака обрабатываемых валов приводов шахтных конвейеров и на 25% снизить расход абразивных кругов.

#### Список литературы

1. Новиков Ф.В., Ковальчук А.Н. Оптимизация структуры процесса съема припуска при механической обработке // Вісник Національного технічного університету ”Харківський політехнічний інститут”. – Х.: НТУ “ХПІ”. –

2005. – № 37. – С. 169-176.

2. Ковальчук А.Н. Оптимизация структуры и параметров процесса съема припусков при шлифовании с непрерывно изменяющейся во времени скоростью радиальной подачи круга // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". – Х.: НТУ "ХПІ". – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 41-47.
3. Ковальчук А.Н. Структурно-параметрическая оптимизация операции круглого продольного шлифования // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Матеріали Міжнародної науково-практичної конференції. – Х.: Вид-во "Курсор". – 2007. – С. 93-102.
4. Ковальчук А.Н. Исследование параметров точности обработки при круглом врезном шлифовании // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Х.: ХНПК "ФЭД". – 2007. – С. 236-247.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.10. "Концепции развития технологии машиностроения" – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с.
6. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования. – Л.: Машиностроение, Ленинград. отд-ние, 1984. – 103 с.
7. Кащук В.А., Верещагин А.Б. Справочник шлифовщика. – М.: Машиностроение, 1988. – 480 с.

#### Анотація

#### **Підвищення продуктивності й точності обробки на операціях круглого зовнішнього шліфування**

*Обґрунтовано умови підвищення ефективності операцій круглого зовнішнього шліфування відповідальних валів приводів шахтних конвеєрів на основі оптимізації їхньої структури й параметрів за критерієм найменшого основного часу обробки з урахуванням обмеження по точності оброблюваної поверхні.*

#### Abstract

#### **Increase of productivity and accuracy of processing on operations of round external grinding**

*Conditions of increase of efficiency of operations of round external grinding of responsible shaft of drives of mine conveyors are proved on the basis of optimization of their structure and parameters by criterion of the least basic time of processing in view of restriction on accuracy of a processable surface.*

## УМОВИ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ МАШИНОБУДІВНОЇ ПРОДУКЦІЇ

Міщенко А.Н.

(Одеський національний політехнічний університет)

*В роботі розглянуті найбільш ефективні умови підвищення якості продукції на машинобудівних підприємствах.*

На сучасному етапі розвитку економіки України спостерігається загальне усвідомлення стратегічної ролі якості для успішної роботи підприємств та їх економічної цінності для країни в цілому.

Ще у 2001 році кабінет міністрів та Президент України з метою підвищення якості та конкурентоспроможності вітчизняної продукції, забезпечення захисту інтересів споживача та сприянню вступу України до європейського та світового економічного простору видали указ “Про заходи, спрямовані на підвищення якості вітчизняної продукції” [1]. В рамках цього указу були розглянуті і проблеми підвищення ефективності роботи господарського механізму країни.

Цей документ планує розробку та нововведення нормативно-правових актів державної підтримки втілення на підприємствах систем управління якістю та свідчить про об’єктивну оцінку важливості цього магістрального напрямку в економічному механізмі господарської системи країни.

Україна, вступивши на шлях риночної економіки пізніше ніж інші країни, має можливість позбавитися помилкових рішень та відхилень у процесі вирішення проблем підвищення якості продукції.

Відомо, що господарський механізм забезпечує взаємодію підсистеми, що управляє, та підсистеми, якою управляють. та невід’ємно пов’язаний з реальними завданнями виробництва, які не в останню чергу визначаються об’єктивними законами виробництва, у тому числі законом відповідності рівня розвитку інтелектуального та виробничого потенціалу суспільства і характеру суспільно-виробничих і політичних відносин.

В політичній економії відрізняють дію економічних законів від їх свідомого використання. Механізм економічних законів і господарський механізм є поняттями різних рівнів: перший передбачає об’єктивну необхідність економічних законів, другий використовується в конкретній господарській практиці.

Центральним у системі господарського механізму є економічний механізм, що діє через економічні інтереси як усвідомлені матеріальні потреби людей та складається з комплексу економічних способів, методів, нормативів, за допомогою яких реалізуються об’єктивні економічні закони.

Господарський механізм – складна суспільна система, для якої характерний досить високий ступінь невизначеності притаманних їй зв’язків і відносин. Це відкрита, непостійна система з гнучкими і переважно нестійкими внутрішніми і зовнішніми зв’язками [2]. Такий характер системи обумовлює актуальність дослідження ролі економічних законів у розвитку господарського механізму.

Досвід вітчизняних та закордонних підприємств, досягнувши найкращих ділових результатів в умовах загострення конкурентної боротьби показує, що найбільш потужним та практичним способом рішення виникаючих в бізнесі проблем може стати підхід до управління якістю продукції. Його головна ціль – задоволення запитів споживачів шляхом безперервного підвищення якості продукції та внутрішніх процесів діяльності підприємства.

Таким чином, стає ясною необхідність навіть у структурі внутрішнього економічного механізму керуватися загальними законами економічного розвитку, наприклад загальним механізмом управління якістю.

По ряду об'єктивних та суб'єктивних причин українські підприємства вступили у загальну боротьбу за якість продукції з значним запізненням та роблять у цьому напрямку тільки перші кроки, засвоюючи окремі елементи цієї системи, часто не поєднуючи їх один з другим. Така ситуація має як від'ємні, так і позитивні риси. Беручи до уваги та творчо перероблюючи досвід інших країн ми можемо не повторювати їхні помилки, а спробувати вирішати виникаючі проблеми відразу на вищому рівні.

Значну допомогу у цьому надають загальні закони, зокрема загальний закон управління якістю продукції, який важливо не тільки усвідомлювати у цілому, але і володіти методами його втілення у життя з урахуванням особливостей окремих галузей промисловості.

З метою нововведення системи управління якістю продукції пропонується створення на підприємствах спеціалізованих служб якості, основною задачею яких повинно стати застосування на всіх рівнях управління ефективних методів контролю та засобів досягнення цілей в області якості[3]. Для роботи у таких службах необхідно мати штат спеціально підготовлених фахівців в області управління виробництвом – менеджерів, а їх кількість недостатня і професія ця не розповсюджена у нашій країні. Наявність спеціалістів, спроможних забезпечити задовільний рівень управління, потребує створення бази для їх підготовки. Такі спеціалісти повинні усвідомлювати необхідність змін та бути спроможними відчутти необхідність концепцій покращення якості своєї діяльності та діяльності підприємства в цілому. Під час цілеспрямованої роботи над удосконаленням систем управління якістю спеціалісти підвищують свій професійний рівень та подальше зможуть розв'язувати більш складні завдання.

Рух за якість виник не випадково, він обумовлений дією об'єктивного економічного закону, сформульованому ще на початку 20 сторіччя та зазначившому, що з розвитком виробничих сил зростає суспільне споживання. Для задоволення постійно зростаючого суспільного споживання і мають бути спрямовані інтенсивні розробки адекватних способів по підвищенню рівня якості продукції та діяльності вітчизняних підприємств.

Таким чином, вище означені дані вказують на те, що загальний закон управління якістю є складовою частиною господарського механізму, спрямований на удосконалення його функціонування.

### Список літератури

1. Указ Президента України №113/2001 от 23.02.2001 “О мероприятиях по

- повышению качества отечественной продукции”.
2. Внутрішній економічний механізм підприємства: Навч. посібник /Грешко М.Г. и др. К.: КНЕУ, 2001. – С. 25- 40.
  3. Иванов В.Н. Особенности и перспективы движения за качество. Стандарты и качество/ 1-2003.
  4. Технологія машино- та двигунобудування: Підручник / Якімов О.В., Новіков Ф.В., Тонконогий В.М., Якімов О.О., Оборський Г.О., Ларшин В.П., Новиков Г.В., Кривошапка Ю.М. – Одеса: ОНПУ, 2005. – 720 с.

#### **Аннотация**

##### **Условия повышения качества машиностроительной продукции**

*В работе рассмотрены наиболее эффективные условия повышения качества продукции на машиностроительных предприятиях.*

#### **Abstract**

##### **Conditions of improvement of quality of machine-building production**

*In work the most effective conditions of improvement of quality of production at the machine-building enterprises are considered.*



## НАСЛЕДСТВЕННОСТЬ ПРИ УПРАВЛЕНИИ КАЧЕСТВОМ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ

Фадеев В.А., канд. техн. наук, проф. Набока Е.В., канд. техн. наук  
(НТУ «ХПИ»)

*В статье предлагается математический аппарат для определения работоспособности производимых изделий с учетом технологических факторов, характеризующих параметры качества.*

На современном этапе, наряду с высоким техническим уровнем производства продукции, важнейшей является задача управления качеством. Технологическое управление – один из основных методов повышения качества производства, не менее значимый, чем конструктивные решения и надежная эксплуатация.

Специалистами недооценивалась способность технологической и эксплуатационной наследственности. Это понятие подразумевает собой явление переноса свойств обрабатываемого объекта от предшествующих операций и переходов к последующим, которое в дальнейшем сказывается на эксплуатационных свойствах производимых изделий. В последнее время вопросам технологического управления уделяется все большее внимание. Однако в вопросах технологической эксплуатационной наследственности исследовано в основном влияние наследственности на отдельные характеристики качества поверхности и точность обработки.

Структуру технологического процесса можно представить как сложную многомерную систему в виде последовательности изменения основных параметров качества детали (рис. 1)[1].

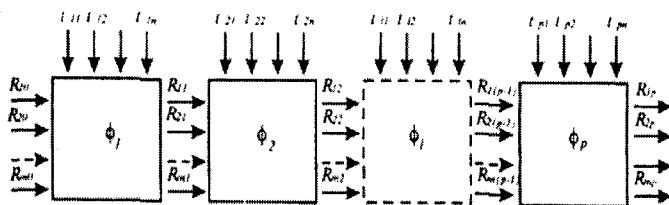


Рис. 1. Структурная схема многомерного технологического процесса.

На вход системы поступают различные характеристики заготовки  $\{R_{10}, R_{20}, \dots, R_{m0}\}$ , а на выходе обеспечивается соответствующий набор тех же характеристик для готовой детали  $\{R_{1p}, R_{2p}, \dots, R_{mp}\}$ . Эти изменения определяются действием совокупности технологических  $\{t_{11}, t_{12}, \dots, t_{1n}\}$  факторов для каждой операции  $\phi_i$  технологического процесса.

С учетом того, что изменение отдельного параметра  $R_i$  на операции может быть описано соотношением:

$$R_{ji} = a_{ji} R_{j(i-1)}^{b_{ji}},$$

где  $a_{ji}$ ,  $b_{ji}$  - коэффициенты технологической наследственности для параметра  $R_j$ , на операции  $\varphi_1$ . Тогда представляется возможным показать изменение параметров  $R$  на протяжении всего технологического процесса в виде набора коэффициентов технологической наследственности  $a$  и  $b$ .

Количественные связи технологической наследственности, зависящие от выбора метода обработки, определяются коэффициентами  $b$ , а основные условия обработки внутри этого метода – коэффициентами  $a$ .

Так для одного из параметров качества  $R$  после окончательной обработки:

$$R_p = a_p R_{p-1}^{b_p}.$$

Выполнив преобразования для предшествующих операций  $\varphi_{p-1}, \varphi_{p-2}, \dots, \varphi_1$ , найдем общую математическую модель изменения параметра качества для всего технологического процесса:

Прологарифмировав, получим

$$R_p = a_p a_{p-1}^{b_p} a_{p-2}^{(b_p b_{p-1})} \dots a_1^{(b_p b_{p-1} \dots b_1)} R_0^{(b_p b_{p-1} \dots b_1)},$$

$$\ln R_p = \ln a_p + b_p \ln a_{p-1} + (b_p b_{p-1}) \ln a_{p-2} + \dots + \ln a_1 + (b_p b_{p-1} \dots b_1) \ln R_0.$$

Коэффициент наследственности  $a_i$  описывает влияние технологических факторов  $t_{i1}, t_{i2}, \dots, t_{in}$  на рассматриваемый параметр качества  $R$ , для операции  $a_i$ , и может быть представлен

$$a_i = k_{i0} t_{i1}^{k_{i1}} t_{i2}^{k_{i2}} \dots t_{in}^{k_{in}},$$

где  $k_{i0}, k_{i1}, k_{i2}, \dots, k_{in}$  - эмпирические коэффициенты влияния технологических факторов.

Тогда  $\ln R_p = [\ln k_{p0} + k_{p1} \ln t_{p1} + k_{p2} \ln t_{p2} + \dots + k_{pm} \ln t_{pm}] + b_p [\ln k_{(p-1)0} + k_{(p-1)1} + \ln t_{(p-1)1} + \dots + k_{(p-1)n} \ln t_{(p-1)n}] + \dots + (b_p b_{p-1} \dots b_2) [\ln k_{10} + k_{11} \ln t_{11} + \dots + k_{1n} \ln t_{1n}] + (b_p b_{p-1} \dots b_2) \ln R_0$ .

Анализ выражения показывает, что весь технологический процесс может быть выражен в виде суммы действия окончательной операции и некоторой доли влияния предшествующих операций и исходного состояния заготовки  $R_0$ , которые определяются коэффициентами наследственности  $b_1 b_2 \dots b_p$ .

Если на какой-либо операции  $\varphi_1$  коэффициент технологической наследственности  $b_1 = 0$ , это означает отсутствие влияния исходного качества состояния детали на окончательное состояние после данной операции, что может служить интерпретацией действия операции  $\varphi_1$ , как непреодолимого "технологического барьера".

В связи с тем, что при изготовлении деталей требуется обеспечить значительное число параметров качества, необходимо рассматривать общие математические модели. Такие модели могут быть представлены системой уравнений, описывающих влияние технологических факторов  $t_{11}, t_{12}, \dots, t_{1n}$ , на отдельные выходные параметры качества обработки  $R_{1p}, R_{2p}, \dots, R_{mp}$ .

В связи с большим числом переменных решение такой системы связано со значительными трудностями. При определенных допущениях данная задача мо-

жет быть решена методами динамического программирования. В подобных случаях используется метод многоуровневого итерационного проектирования технологических процессов, который состоит в разделении процесса проектирования на ряд различных по детализации уровней и разбиении на каждом уровне общей задачи проектирования на несколько более простых подзадач с взаимной оптимизацией решений между подзадачами одного и разных уровней [2].

В качестве оценочной функции обычно используется себестоимость технологической операции. Однако в ряде случаев целесообразно применять в качестве критерия оптимальности функциональную зависимость эксплуатационного свойства от технологических факторов обработки [1].

Например, используя безразмерный комплекс [3]:

$$\Delta = R_{\max} / (\rho b^{-\nu}),$$

где  $R_{\max}$  - максимальная высота микронеровностей профиля поверхности;  $\rho$  - радиус закругленных вершин микронеровностей;  $\nu$  - параметры неоднородности, зависящие от вида обработки и определяющиеся из выражения

$$t_p = b\varepsilon^{\nu},$$

где  $t_p$  - относительная площадь сечения материала;  $\varepsilon$  - относительное сближение  $\varepsilon = p/R_{\max}$ ;  $p$  - давление.

Рассмотрим зависимости [4]

$$h_k = h_k(x_1, x_2, \dots, x_q, t), \quad k = 1, \dots, z,$$

где  $h_1, h_2, \dots, h_z$  - независимые параметры, характеризующие работоспособность исследуемого объекта; в качестве  $h_k$  могут быть для деталей величина  $f$  износа, величина отклонения рабочей поверхности от заданной геометрической формы, характеристики микрогеометрии и физико-механические характеристики материала детали и ее поверхностных слоев; для узлов трения - точность перемещений сопрягаемых деталей, контактная жесткость, температура в зоне трения, уровень вибраций деталей, зазор; для агрегатов и машин - точность обработки и качество обработанной поверхности, производительность, затраты времени и средств на подналадку и ремонт, мощность, коэффициент полезного действия и др.;  $x_1, x_2, \dots, x_q$  - нагрузочные воздействия, в качестве которых могут быть для деталей, трущихся сопряжений и узлов машин нагрузка или удельное давление на поверхности трения, скорость относительного перемещения сопрягаемых деталей, температура среды; для агрегатов и машин - усилие резания, скорость движения, температура и загрязненность окружающей среды и др.

Применяя векторно-матричное обозначение, зависимости можно записать в следующем виде:

$$H = H(X, t),$$

где  $H$  -  $z$ -мерный вектор:  $H = (h_1, h_2, \dots, h_z)$ ;  $X$  -  $q$ -мерный вектор:  $X = (x_1, x_2, \dots, x_q)$ .

Если функции  $H$  определены в исследуемой области и имеют в ней непрерывные частные производные, можно составить функциональный определитель:

$$\frac{DH}{D(X,t)} = \begin{vmatrix} \frac{\partial h_1}{\partial x_1} & \frac{\partial h_1}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial h_1}{\partial x_q} & \frac{\partial h_1}{\partial t} \\ \frac{\partial h_2}{\partial x_1} & \frac{\partial h_2}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial h_2}{\partial x_q} & \frac{\partial h_2}{\partial t} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ \frac{\partial h_z}{\partial x_1} & \frac{\partial h_z}{\partial x_2} & \dots & \frac{\partial h_z}{\partial x_q} & \frac{\partial h_z}{\partial t} \end{vmatrix}.$$

Процесс утраты работоспособности исследуемых объектов (деталь, трущиеся сопряжение, узел трения, машина) обладает последствием, если функциональный определитель в момент времени  $t$  зависит не только от модуля и направления вектора  $X$  в данный момент времени, но и от модуля и направления вектора  $X$  в моменты времени  $\tau < t$ , а также (или) от величины ресурса  $r_{hk}(t)$ , выработанного объектом до момента времени  $t$ .

Величина ресурса  $r_{hk}(t)$  (по параметру  $H_k$ ), выработанного объектом за отрезок времени  $[0, t]$ , определяется по формуле [5]:

$$r_{h_k}(t) = \frac{t}{\Delta h_{k_{пред}}} \int_0^1 \xi_{h_k}(\tau) d\tau,$$

где  $\Delta h_{k_{пред}}$  - среднее значение предельно допустимого отклонения параметра  $h_k$  от его начального значения;  $\xi_{h_k}$  - скорость изменения параметра  $h_k$  в момент времени  $t$ .

Для процессов утраты работоспособности без последствия функциональный определитель в момент времени  $t$  зависит только от модуля и направления вектора  $X$  в данный момент времени.

При анализе процесса изнашивания отдельных деталей и их сопряжений целесообразно рассматривать вектор

$$\varphi(X,t) = [\xi_{u1}(X,t), \xi_{u2}(X,t), \dots, \xi_{un}(X,t)],$$

где  $\xi_{uj}(X,t)$  - скорость изнашивания  $j$ -й детали (сопряжения) или скорость изнашивания  $j$ -й точке поверхности (сопряжения) в момент времени  $t$  при нагрузочном воздействии  $X$  на узел машины или агрегат,  $j = 1, \dots, n$ .

Тогда можно принять, что процесс изнашивания обладает последствием, если модуль и направление вектора  $\varphi(X,t)$  в момент времени  $t$  зависят не только от модуля и направления вектора  $X$  в данный момент времени, но и от модуля и направления вектора  $X$  в моменты времени  $\tau < t$ , а также (или) от величины износа  $U$  трущихся поверхностей за отрезок времени  $[0, t]$ . Здесь  $U$  -  $r$ -мерный вектор:  $U = (u_1, u_2, \dots, u_r)$ ;  $u_i$  - величина износа  $i$ -й детали (сопряжения) или величина износа в  $i$ -й точке поверхности трения (сопряжения),  $i = 1, \dots, r$ :

$$u_i(t) = \int_0^t v_{u_i}(\tau) d\tau$$

где  $v_{ni}$  – средняя скорость изменения  $u_i$ .

Для процесса изнашивания без последствия характерно, что модуль и направление вектора  $\varphi(X, t)$  в момент времени  $t$  зависят от модуля и направления вектора  $X$  в данный момент времени.

В зависимости от времени  $T_n$  в течение которого сохраняются изменения процесса утраты работоспособности, связанные с предысторией эксплуатации изделия, целесообразно в ряде случаев различать два вида последствия: первого и второго рода. Последствие первого рода характеризуется тем, что изменения процесса утраты работоспособности изделия, обусловленные предысторией нагрузочного воздействия  $X$ , сохраняются в течение всего срока службы изделия  $T_n$ , т.е.  $T_n \geq T_0$ . Если  $T_n < T_0$ , имеет место процесс с «затухающей памятью» – последствие второго рода.

### Список литературы

1. Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аверченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. М.: Наука и техника, 1977.256 с.
2. Хейвиц М.Л. Самоорганизация процессов при высокоэффективных методах обработки деталей. Новополоцк: ПГУ, 1997.268 с.
3. Ящерицын П.И., Скорынин Ю.В. Работоспособность узлов трения машин. М.: Наука и техника, 1977.383 с.
4. Крагильский И.В., Михин Н.Н. Узлы трения машин. М.: Машиностроение, 1984.280 с.
5. Скорынин Ю.В. Ускоренные испытания деталей машин и оборудования на износостойкость. М.: Наука и техника, 1972.159 с.

### Анотація

#### Спадковість при керуванні якістю технологічних процесів

*У статті пропонується математичний апарат для визначення працездатності вироблених виробів з урахуванням технологічних факторів, характеризуємих параметрами якості.*

### Abstract

#### Heredity at quality management of technological processes

*In clause the mathematical device for definition of serviceability of made products is offered in view of the technology factors characterized in parameters of quality.*

## РАЗРАБОТКА ПРОГРЕССИВНЫХ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЙ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ

**Новиков Г.В., канд. техн. наук**  
(Научный центр НТК "Эльбор", г. Харьков)

*Приведены результаты теоретических и экспериментальных исследований параметров шлифования алмазными кругами на металлических связках изделий из материалов повышенной твердости, описаны конкретные высокопроизводительные технологии алмазного шлифования.*

Применение алмазного шлифования является важным фактором повышения качества и производительности обработки. Особенно эффективно применение алмазных кругов на металлических связках для обработки материалов повышенной твердости с применением методов электроэрозионной правки круга. В настоящее время в данном направлении накоплен значительный опыт [1, 2, 3, 4]. Однако, решить проблему эффективной обработки удастся далеко не всегда. Поэтому в данной работе приведены результаты исследования и создания прогрессивных высокопроизводительных технологий алмазного шлифования.

1. Торцовое алмазное двухстороннее шлифование керамических пластин на станках мод. 3102. Данная схема шлифования на станке с вращающимся столом и непрерывной радиальной подачей в связи с большой площадью контакта двух кругов с обрабатываемыми керамическими пластинами является наиболее производительной из всего многообразия существующих кинематических схем шлифования. Вместе с тем, высокая силовая напряженность процесса в связи с быстрым затуплением алмазных кругов на металлической связке приводит к растрескиванию тонких керамических пластин, образованию на них сколов и микротрещин, что увеличивает потери от брака. Для определения условий повышения эффективности шлифования рассмотрим расчетные зависимости для определения составляющих силы резания  $P_y$  и  $P_z$  при шлифовании по жесткой схеме с фиксированной производительностью обработки  $Q$  [3]:

$$P_y = \frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV \cdot Q}{2 \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}, \quad (1)$$

$$P_z = \frac{Q}{V_{кр}} \cdot \sqrt{\frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot \sigma_{сж} \cdot HV}{(1 - \eta)}}, \quad (2)$$

где  $V_{кр}$  – скорость круга, м/с;  $HV, \sigma_{сж}$  – соответственно твердость (по Виккерсу) и предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $\eta$  – безразмерный параметр, определяющий степень затупления зерен круга ( $\eta \rightarrow 0$  – для острых зерен,  $\eta \rightarrow 1$  – для затупившихся зерен);  $\gamma$  – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна.

Исходя из зависимости (1), уменьшить  $P_y$  можно уменьшением параметров  $Q$  и  $\eta$  и увеличением  $V_{кр}$ . Очевидно, оптимальным условием является уменьшение

$\eta \rightarrow 0$ , т.к. это не требует снижения производительности обработки  $Q$ . Для реализации данного условия необходимо использовать эффективную электроэрозионную правку алмазного круга, обеспечивающую качественное вскрытие алмазного слоя, удаление с рабочей поверхности затупившихся зерен, формирование на круге "острого" режущего рельефа.

Рассмотрим характер изменения безразмерного параметра  $\eta$ , определяемого следующей зависимостью [3]:

$$\eta = \sqrt{\frac{1}{\left(\frac{S}{\text{tg}\gamma \cdot x^2} - 1\right)}}, \quad (3)$$

где  $S$  – площадь поперечного сечения единичного среза,  $\text{м}^2$ ;  $x$  – величина линейного износа зерна,  $\text{м}$ .

Следуя зависимости (3), уменьшить  $\eta$  можно увеличением  $S$  и уменьшением  $x$ . При  $x \rightarrow 0$  параметр  $\eta \rightarrow 0$ , т.е. основным условием уменьшения  $\eta$  является шлифование "острыми" режущими зёрнами, исключение образования на них площадок износа. Увеличение  $S$  ведет к уменьшению параметра  $\eta$ , однако это связано с увеличением производительности обработки  $Q$ , которая входит в числитель зависимости (1) и вызывает рост силы  $P_y$ . Таким образом, увеличение параметра  $S$  не решает задачи снижения силы  $P_y$ .

Для повышения стойкости алмазного круга необходимо обеспечить удаление с рабочей поверхности зерен с заданной величиной линейного износа  $x$ . Это можно реализовать путем их объемного разрушения, выбирая соответствующим образом зернистость и марку алмаза. Данный вывод вытекает из расчетной зависимости для определения радиальной составляющей силы резания, действующей на отдельное зерно  $P_{y1}$  [3]:

$$P_{y1} = 0,5 \cdot \pi \cdot \text{tg}\gamma \cdot HV \cdot \left( \frac{S}{\text{tg}\gamma} + x^2 \right). \quad (4)$$

При фиксированных значениях  $HV$ ,  $S$ ,  $x$ ,  $\gamma$  сила  $P_{y1}$ , действующая на отдельное зерно, должна быть равна прочности зерна на раздавливание. Очевидно, с увеличением твердости обрабатываемого материала  $HV$  сила  $P_{y1}$  увеличивается, что требует применения алмазных кругов на прочных металлических связках с прочными алмазами и повышенной зернистостью. Как известно, увеличение зернистости ведет к росту прочности зерна на раздавливание. Следовательно, при шлифовании керамик высокой твердости необходимо использовать крупнозернистые алмазные круги на металлических связках типа М2-01. Снижение прочностных характеристик рабочей поверхности круга приведет к уменьшению его стойкости вследствие интенсивного разрушения зерен и их выпадения из связки (например, при использовании кругов на малопрочных ор-

ганических связках), а чрезмерное увеличение прочностных характеристик круга – к образованию значительных площадок износа на зернах ( $\eta \rightarrow 1$ ) и значительному увеличению сил резания.

Следуя зависимости (4), уменьшение параметров  $S$  и  $x$  позволяет использовать меньшую зернистость, а также круги, характеризующиеся меньшей прочностью рабочей поверхности (менее прочные связки, алмазные зерна и т.д.).

Для практической реализации условия  $\eta \rightarrow 0$  применительно к схеме торцового алмазного двухстороннего шлифования керамических пластин на станке мод. 3102 разработана конструкция правящего устройства для электроэрозионной периодической правки одновременно двух кругов (установленных параллельно), не снимая их со станка. Устройство обеспечивает работу в автоматическом режиме. Применение устройства позволяет производить качественное вскрытие алмазного слоя затупившихся кругов, устранение торцового биения кругов, поддержание прямолинейности профиля рабочей части кругов, что способствует снижению сил и температуры резания, повышению производительности, точности и качества обработки, снижению потерь от брака шлифуемых пластин. Уменьшение сил резания снижает нагрузки на радиально-упорные подшипники шпиндельного узла станка и увеличивает надежность его работы. Применение правящего устройства позволяет также уменьшить расход алмаза за счет исключения малоэффективной механической правки кругов. Применение эффективной электроэрозионной правки, обеспечивающей поддержание на круге "острого" режущего рельефа ( $\eta \rightarrow 0$ ), позволило использовать при шлифовании керамики алмазные круги на металлических связках повышенной зернистости (250/200), которые в обычных условиях в связи с невозможностью достаточного вскрытия зерен практически не работоспособны. Разработанная технология алмазного шлифования внедрена на предприятии радиоэлектроники. Под данную технологию переоборудованы все станки основного производства. На этом же предприятии внедрены технологии профилирования алмазных кругов формы 1А1 диаметром 300 мм, используемых для фасонного шлифования керамических изделий. Технология основана на электроэрозионном воздействии на алмазный круг с помощью специальных правящих электродов. Это позволило решить проблему создания сложных геометрических профилей на круге, повысить производительность и качество фасонного шлифования изделий из керамики высокой твердости. Технология использована также при круглом наружном и плоском шлифовании.

2. Торцовое шлифование деталей из ферритов и керамик крупногабаритными алмазными сборными кругами на станках мод. 3Д756.

Наиболее полно технологические возможности высокопроизводительной схемы торцового шлифования деталей из керамик и ферритов с вращающимся столом станка, когда оси вращения круга и стола не совпадают, реализуются на станках типа 3Д756 с применением крупногабаритных сборных торцовых алмазных кругов диаметром до 1000 мм и выше. В результате существенного увеличения площади контакта круга с пакетом обрабатываемых деталей, уложенных на столе станка, производительность обработки возрастает до уровня



50...100 тыс. мм<sup>3</sup>/мин и выше, что превышает производительность шлифования обычными алмазными кругами до 10 раз и более. Вместе с тем, данный процесс шлифования алмазными кругами на прочных металлических связках деталей из ферритов и керамик характеризуется быстрой потерей режущей способности круга, восстановить которую с применением традиционных методов механической правки чрезвычайно сложно: как с точки зрения продолжительности правки, так и качества вскрытия алмазоносного слоя. Это требует частых правок круга и потребления большого количества абразивных кругов для осуществления правки, что снижает производительность труда и повышает трудоемкость обработки, особенно на этапе первоначальной подготовки круга к работе (после сборки круга), когда необходимо устранить значительную разновысотность расположения алмазных элементов (до 1 мм и выше) и вывести биение круга.

Для решения проблемы повышения эффективности алмазного шлифования деталей из ферритов и керамик рассмотрим зависимость (1). Из нее следует, что добиться увеличения производительности с увеличением твердости обрабатываемых материалов (ферритов и керамик) можно путем снижения параметра  $\eta \rightarrow 0$ , т.е. путем шлифования кругом с “острым” режущим рельефом. Исключить образование площадок износа на зернах можно путем реализации условия (4) – с увеличением твердости обрабатываемого материала  $HV$  необходимо увеличивать предельную нагрузку, действующую на зерно, за счет применения алмазных кругов на прочных металлических связках с алмазными зернами повышенной зернистости и прочности. В связи с этим предложено использовать круги зернистостью 315/250 и более из алмазов АС15. Для качественного вскрытия алмазоносного слоя круга разработана эффективная технология периодической электроэрозионной правки с использованием специальных габаритных правящих устройств, специально разработанных генераторов импульсного тока, реализующих оптимальный электрический режим правки крупнозернистых алмазных кругов.

Исследованиями установлено, что в течение 20 минут электроэрозионной правки обеспечивается качественное вскрытие алмазоносного слоя крупнозернистого круга, режущие зерна выступают над уровнем связки на значительную высоту. Это существенно повышает стойкость круга. Периодичность правки – один раз в 7 смен, тогда как после механической правки обеспечивалась стойкость круга на 2...4 часа работы, т.е. круг необходимо было править 2...3 раза в смену. Кроме того, в процессе механической правки не достигалось необходимое выступание зерен над уровнем связки, что приводило к интенсивному контакту металлической связки с обрабатываемой поверхностью и переносу элементов связки на обрабатываемую поверхность. А это недопустимо для деталей электронной промышленности. После электроэрозионной правки данное явление отсутствует, т.е. шлифование производится алмазными зернами, исключается трение связки с обрабатываемой поверхностью, уменьшаются силы и температура резания, повышается качество обработки.

Снижение силовой напряженности шлифования с применением электроэрозионной правки круга позволило увеличить радиальную подачу и производительность обработки как за счет повышения режущей способности круга, так

и за счет снятия ограничений обработки в связи с невозможностью прочного крепления деталей из ферритов и керамик на магнитной плите стола станка (детали нетокопроводны), а также в связи с недостаточной прочностью и жесткостью собственно обрабатываемых тонкостенных деталей.

Таким образом, благодаря разработанной технологии электроэрозионной правки решена проблема эффективного использования высокопроизводительных крупнозернистых алмазных кругов на металлических связках типа М2-01 и более прочных кобальтовых связках, которые с применением механической правки практически неработоспособны в связи с невозможностью качественно вскрытия алмазонасного слоя.

Данная технология правки обеспечила решение важной проблемы устранения разновысотности алмазных элементов после сборки их в круге. При использовании механической правки процесс устранения разновысотности производили в течение нескольких смен, а при использовании разработанной электроэрозионной обработки – в течении нескольких часов. При этом за счет разработки специальной технологической оснастки обеспечивалось создание на круге (профилирование) заборного конуса, что весьма важно для нормального протекания процесса шлифования. Создать механическим путем заборный конус на круге с прочной металлической связкой сложно. Для этого на предприятии использовалась низкокачественная слесарная обработка с использованием напильника, которая не решала данного вопроса.

Электроэрозионная правка круга позволила также повысить процент выхода годных деталей в связи с уменьшением количества сколов на обработанных деталях и исключением других дефектов обработки.

Разработанная технология с высокой эффективностью внедрена в основном производстве НПФ "Феррокерам" (г. Белая Церковь, Киевская область) – основном производителе изделий из ферритов в Украине. Переоборудовано под данную технологию более 20 станков мод ЗД765, которые укомплектованы достаточным количеством специальных генераторов импульсного тока и специальной технологической оснасткой для электроэрозионной обработки крупногабаритных алмазных торцовых кругов. Шлифование производится с использованием алмазных элементов крупной зернистости 315/250 и более на высокопрочных кобальтовых металлических связках и связках типа М2-01.

3. Электроэрозионная обработка крупногабаритных алмазных сегментных пил. Как известно, добиться снижения температуры резания при алмазно-абразивной обработке можно периодическим прерыванием процесса, а увеличить производительность при обработке материалов высокой твердости – повышением зернистости алмазного инструмента на металлической связке. Эти два эффекта удачно реализованы в конструкциях алмазных сегментных пил с высокой зернистостью – 1000/800 и более (имеющих прерывистую рабочую поверхность), используемых при разрезке твердых пород камня (мрамор, гранит и т.д.).

С целью повышения стойкости инструмента и улучшения всех выходных показателей обработки, эффективно применение крупногабаритных алмазных сегментных пил диаметром до 1500 мм и выше. Вместе с тем, несовершенства

технологии изготовления указанных пил ограничивают их технологические возможности. Одна из проблем – устранение разновысотности расположения алмазных сегментов после их припаивания на корпусе пилы. Разновысотность может составлять 1 мм и выше. Для ее устранения существует специальное оборудование, например, итальянского производства, которое используется на предприятиях, изготавливающих данный алмазный инструмент. Технология основана на методе абразивного шлифования периферии и торцов сегментной пилы обычными абразивными кругами. Технология малоэффективна, особенно при устранении значительной разновысотности.

В связи с этим, нами предложена технология электроэрозионной обработки крупногабаритных алмазных сегментных пил, основанная на использовании специального генератора импульсного тока, в котором реализован оптимальный электрический режим обработки алмазного инструмента чрезвычайно высокой зернистости в соответствии с теоретическими результатами [3]. Установлено, что увеличить температуру нагрева металлической связки для ее ударно-термического разрушения при большой величине зазора межзеренного пространства у крупнозернистого инструмента можно увеличением напряжения и длительности импульса тока.

Реализация этих двух условий в специально разработанном генераторе импульсного тока позволила повысить энергию электрических импульсов и обеспечить ударно-термическое разрушение металлической связки с достаточно высокой интенсивностью. Это дало возможности производить высокопроизводительную электроэрозионную обработку рабочей поверхности алмазной пилы со съемом большого объема алмазного слоя, устранять разновысотность и биение пилы, обеспечивать вскрытие алмазных зерен на относительно большую высоту.

Одним из несовершенств разработанной технологии является повышенный износ электрода в связи со значительным выступанием алмазных зерен над уровнем связки и необходимостью поддержания (регулирования) увеличенного межэлектродного зазора, особенно при устранении разновысотности расположения сегментов в пределах 1 мм. Следовательно, повысить эффективность данной технологии электроэрозионной обработки можно путем более качественной установки сегментов на корпусе пилы, снижения разновысотного расположения сегментов, что достигается введением операции специальной подгонки сегментов.

Данная технология электроэрозионной обработки внедрена на заводе алмазных инструментов с использованием переоборудованных под электроэрозионную обработку станков для механической обработки крупногабаритных алмазных сегментных пил, что обеспечивает качественную подготовку пил к работе на заводе-изготовителе.

4. Электроэрозионная обработка алмазных кругов для огранки природных алмазов в бриллианты. Общеизвестна проблема огранки природных алмазов в бриллианты на основе применения мелкозернистых алмазных кругов на металлической связке формы 6А2. Для ее решения разработана эффективная технология электроэрозионной обработки (правки) алмазных кругов с использовани-

ем специального правящего устройства и генератора импульсного тока, в котором реализован оптимальный электрический режим, установленный для условий правки с весьма небольшим межэлектродным зазором (зернистость круга – 10/7) и характеризующийся высокой частотой следования импульсов и небольшой скважностью. В результате удалось обеспечить точность обработки рабочей поверхности алмазного круга (плоскостность) в пределах 0,01 мм и относительно большое выступание алмазных зерен над уровнем связки (по сравнению с чугунными шаржированными ограночными дисками и дисками, изготовленными гальваническим методом) [4].

Это позволило существенно повысить работоспособность алмазного круга по сравнению с тем же кругом, предварительно обработанным абразивным бруском, вследствие повышения точности обработанной поверхности и качества вскрытия алмазоносного слоя. Дальнейшее совершенствование круга требует увеличения концентрации алмазных зерен более 200% , что, к сожалению, является трудноразрешимой задачей.

В ходе испытаний также установлено отсутствие на обработанной поверхности (бриллианта) следов массопереноса компонентов металлической связки круга, что наблюдалось при шлифовании кругом, заправленным с помощью абразивного бруска. Это свидетельствует о том, что в результате увеличения выступления зерен над уровнем связки исключено трение металлической связки с обрабатываемым материалом и достигнуто повышение качества обработки. Данная технология внедрена в бриллиантовом производстве. На этом же предприятии внедрена разработанная нами технология электроэрозионной правки алмазных кругов на металлической связке формы 1А1 150х6, используемых на операциях обдирочного круглого наружного шлифования кристаллов природных алмазов для подготовки их к огранке в бриллианты. Данные алмазные круги после спекания имеют достаточно большое радиальное и торцовое биение, которое недопустимо при шлифовании природных алмазов. В связи с этим разработана технология прецизионной электроэрозионной обработки (правки) кругов, обеспечивающая точность обработки в пределах 0,01 мм и качественное вскрытие алмазоносного слоя. Это позволило повысить качество и производительность шлифования алмазов.

Разработанная технология электроэрозионной обработки крупногабаритного алмазного круга на металлической связке формы 6А2Т внедрена на операциях заточки стеклорезов из природных алмазов. По данной технологии работают все станки производственного участка. Это позволило повторно использовать изношенные стеклорезы, которые в силу отсутствия на предприятии технологии заточки не восстанавливались.

5. Электроэрозионная обработка алмазных кругов для шлифования изделий из хрусталя и стекла. Основным условием повышения эффективности процесса нарезания граней на изделиях из хрусталя является качественная подготовка алмазного круга на металлической связке формы 14ЕЕ1 к работе и поддержание его высокой режущей способности в процессе работы. Существующие технологии механической правки круга этого не обеспечивают, что снижает производительность и качество обработки, ухудшает условия труда рабочего

в связи с увеличением сил резания в условиях ручной обработки и т.д.

Разработанная нами технология электроэрозионной обработки алмазного круга решает существующие проблемы. Обработка производится непосредственно на рабочем месте с периодичностью не менее 15 минут рабочим-огранщиком. Используется простое устройство для электроэрозионной правки, которое при правке удерживается в руках рабочего.

В этом случае не требуется проведение модернизации станка в плане электроизоляции шпинделя и т.д., не требуется высокая квалификация рабочего. С помощью устройства в течение 2-3 минут работа в результате качественного вскрытия полностью восстанавливается его режущая способность и "острие" вершины конусообразного круга. Это позволяет производить качественное и высокопроизводительное нарезание грани на изделиях. Кроме того, использование данной технологии обеспечивает устранение биения круга на этапе подготовки его к работе, что ранее с использованием механической правки абразивным бруском было невыполнимо.

Разработанная технология внедрена на ряде стекольных заводов, изготавливающих изделия из хрусталя. Разработанная технология высокоэффективна.

Разработаны и внедрены также технологии электроэрозионной обработки специальных профильных алмазных кругов, используемых для создания facets на листовом стекле, в зеркальном производстве и т.д. С помощью данных технологий решена проблема правки алмазных кругов формы 1А1, используемых при шлифовании оптических изделий, в частности, при шлифовании линз для изготовления очков. В последнем случае обеспечивается качественная правка алмазных кругов (в том числе габаритных) на металлических связках М2-01 с использованием простых правящих устройств. Повышение режущей способности кругов позволило улучшить качество обрабатываемых поверхностей, уменьшить образование сколов и т.д.

### Список литературы

1. Новиков Г.В. Повышение эффективности алмазно-искрового шлифования деталей с высокопрочными покрытиями. – Автореф. дис. ... канд. техн. наук. Харьков, 1990. – 16 с.
2. Рыжов Э.В., Беззубенко Н.К., Новиков Г.В. Глубинное алмазно-искровое шлифование высокопрочных покрытий. – В кн.: Проблемы повышения качества машин. Докл. междунар. конф., Брянск, 1994.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
4. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А., Новиков Г.В. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки. – Учебное пособие, Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.
5. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А., Новиков Г.В., Серов Б.С. Теоретические основы резания и шлифования материалов. – Учебное пособие, Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

## **Анотація**

### **Розробка прогресивних високопродуктивних технологій алмазного шліфування**

*Наведено результати теоретичних і експериментальних досліджень параметрів шліфування алмазними колами на металевих зв'язках виробів з матеріалів підвищеної твердості, описані конкретні високопродуктивні технології алмазного шліфування.*

## **Abstract**

### **Development of progressive high-efficiency technologies of diamond grinding**

*Results theoretical and experimental researches of parameters of grinding by diamond circles of products from materials of the raised hardness are resulted, concrete high-efficiency technologies of diamond grinding are described.*

## РАСЧЕТ И ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

**Кленов О.С.**

(Фирма “ДиМерус Инженеринг”, г. Харьков)

*Предложена расчетная схема стружкообразования при резании материалов и на ее основе определены основные параметры силовой напряженности процесса: составляющие силы резания, условное напряжение резания, длина контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента и составляющие контактного напряжения, действующего на передней поверхности инструмента.*

**Введение.** Обработка материалов резанием является основным методом формообразования поверхностей деталей и поэтому его исследованию по-прежнему уделяется большое внимание. В настоящее время сложилось достаточно полное представление о физических закономерностях процесса резания и его технологических возможностях. Разработана теория процесса резания материалов [1–4 и др.], позволяющая рассчитывать, оптимизировать и проектировать технологические системы обработки материалов резанием. Вместе с тем, процесс резания чрезвычайно сложный в физическом отношении и для более глубокого понимания требует проведения дальнейших исследований, особенно в плане аналитического описания его основных параметров: силы и температуры резания, параметров качества и точности обрабатываемых поверхностей.

**Цель работы.** Целью настоящей работы является аналитическое описание и исследование параметров силовой напряженности процесса резания материалов.

**Материалы и результаты исследований.** Рассмотрим расчетную схему параметров стружкообразования при резании (рис. 1 [5, 6, 7]) первоначально для нулевого переднего угла режущего инструмента. Как известно, при резании материала с толщиной среза  $a$  образование стружки происходит в результате периодических сдвигов элементов обрабатываемого материала вдоль условной плоскости сдвига  $OA$ , расположенной под определенным углом  $\beta$  к направлению движения инструмента. Угол  $\beta$  называется условным углом сдвига материала и определяется из условия достижения плоскости сдвига наибольшего касательного напряжения  $\tau$ :

$$\tau = \frac{P \cdot \cos(\beta + \psi)}{a \cdot \epsilon} \cdot \sin \beta, \quad (1)$$

где  $P$  – равнодействующая силы резания, Н;  $\psi$  – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента;  $\operatorname{tg} \psi = f$  – коэффициент трения обрабатываемого и инструментального материалов;  $a, \epsilon$  – соответственно толщина и ширина среза, м.

Подчиняя зависимость (1) необходимому условию экстремума от угла  $\beta$ , т.е.  $\tau'_\beta=0$ , определим экстремальное значение угла  $\beta$ :

$$\beta = 45^\circ - \frac{\psi}{2}. \quad (2)$$

При  $\psi=0$  условный угол сдвига материала  $\beta=45^\circ$ , что соответствует предельному напряженному состоянию прямолинейного образца при его одноосном сжатии силой  $P$ . С увеличением условного угла трения  $\psi$  угол сдвига материала  $\beta$  уменьшается и принимает значения меньше  $45^\circ$ . Подставляя зависимость (2) в (1) и принимая касательное напряжение  $\tau$  равным пределу прочности на сдвиг обрабатываемого материала  $\tau_{\text{сдв}}$ , определим равнодействующую силы резания  $P$ , а также тангенциальную  $P_z$  и радиальную  $P_y = f \cdot P_z$  составляющие силы резания:

$$P = \frac{a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\sin^2 \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{(1 - \sin \psi)}, \quad (3)$$

$$P_z = P \cdot \cos \psi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\operatorname{tg} \left( 45^\circ - \frac{\psi}{2} \right)}, \quad (4)$$

$$P_y = P \cdot \sin \psi = \frac{2 \cdot a \cdot v \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot \sin \psi}{(1 - \sin \psi)}. \quad (5)$$

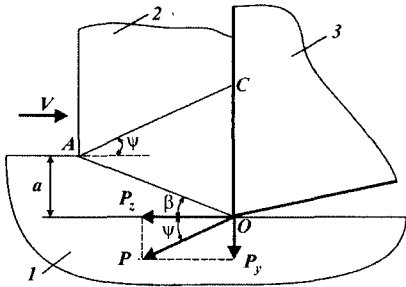


Рис. 1. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании: 1 – обрабатываемый материал; 2 – образующаяся стружка; 3 – режущий инструмент.

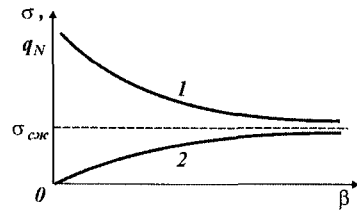


Рис. 2. Зависимости условного напряжения резания  $\sigma$  (1) и нормального контактного напряжения  $q_N$ , возникающего на передней поверхности инструмента, (2) от условного угла сдвига материала  $\beta$ .

Как видно, равнодействующая силы резания  $P$  тем меньше, чем меньше параметры  $a, v, \tau_{\text{сдв}}$  и  $\psi$  (или больше условный угол сдвига материала  $\beta$ ). Такой же закономерности подчиняются и составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$ . При этом  $P_z > P_y$ , т.к.



$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg} \psi} > 1. \quad (6)$$

Используя зависимость (4), можно определить условное напряжение резания  $\sigma = P_z / (a \cdot \delta)$ :

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\operatorname{tg} \left( 45^\circ - \frac{\psi}{2} \right)}. \quad (7)$$

Графически зависимость (7) представлена на рис. 2. С увеличением условного угла сдвига материала  $\beta$  условное напряжение резания  $\sigma$  непрерывно уменьшается, асимптотически приближаясь к значению  $\sigma_{\text{сж}} \approx 2\tau_{\text{сдв}}$ , где  $\sigma_{\text{сж}}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>. Следовательно, в пределе (при  $\sigma \rightarrow \sigma_{\text{сж}}$ ) напряженное состояние процесса резания соответствует напряженному состоянию и условию разрушения прямолинейного образца при его одноосном сжатии.

Как следует из рис. 2, условное напряжение резания  $\sigma$  всегда больше предела прочности на сжатие обрабатываемого материала  $\sigma_{\text{сж}}$ . С физической точки зрения данное условие невыполнимо, т.к.  $\sigma_{\text{сж}}$  – это наибольшее напряжение рассматриваемого материала и поэтому условное напряжение резания  $\sigma$  не может превышать  $\sigma_{\text{сж}}$ . В связи с этим возникает вопрос, что собой представляет условное напряжение резания  $\sigma$ , в чем его физическая сущность. Данное напряжение и названо условным, поскольку в реальной действительности оно не существует. Превышение  $\sigma$  над  $\sigma_{\text{сж}}$  означает то, что оно должно действовать на большей площади, чем площадь поперечного сечения среза  $a \cdot \delta$ . Очевидно, на площади контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента, которая как правило, в несколько раз превышает площадь поперечного сечения среза  $a \cdot \delta$ . Поэтому определим истинные напряжения, действующие на передней поверхности инструмента. Для этого на рис. 1 проведем линию АС, параллельную направлению равнодействующей силы резания  $P$  и очерчивающую, по физической сути, границу контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента. Исходя из такого представления процесса стружкообразования при резании, длина контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента  $l$  равна длине отрезка ОС, т.е.

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg} \left( 45^\circ + \frac{\psi}{2} \right)}{\cos \psi}. \quad (8)$$

Таблица 1

Расчетные значения $l/a$							
$\psi$ , град	0	10	20	30	40	50	60
$\beta$ , град	45	40	35	30	25	20	15
$l/a$	1	1,21	1,52	2,0	2,8	4,3	7,4

В табл. 1 приведены рассчитанные по зависимости (8) значения  $l/a$  для различных значений условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента  $\psi$  и соответственно условного угла сдвига материала  $\beta$ .

Как видно, отношение  $l/a$  может изменяться в пределах от 1 до 7,4 при изменении условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента  $\psi$  от 0 до  $60^\circ$ , т.е. в диапазоне реальных значений. Чем больше угол  $\psi$ , тем больше длина контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента  $l$ . Полученный теоретический результат хорошо согласуется с известными экспериментальными данными [2].

Зная параметр  $l$ , не сложно определить нормальное контактное напряжение  $q_N$ , возникающее на передней поверхности инструмента:

$$q_N = \sigma \cdot \frac{a}{l} \approx \sigma_{сж} \cdot \cos \psi = \sigma_{сж} \cdot \sin 2\beta. \quad (9)$$

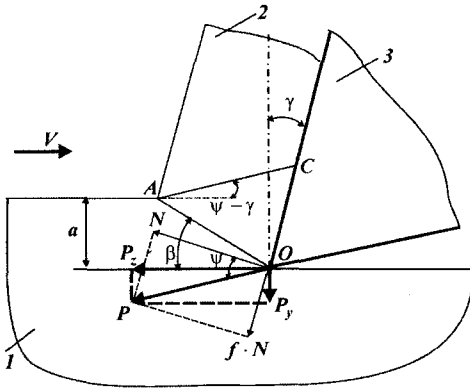


Рис. 3. Расчетная схема параметров стружкообразования при резании: 1 – обрабатываемый материал; 2 – образующаяся стружка; 3 – режущий инструмент.

наоборот, меньше  $\sigma_{сж}$ .

Кроме нормального контактного напряжения  $q_N$ , на передней поверхности инструмента действует касательное контактное напряжение  $q_\tau$ , определяемое отношением радиальной составляющей силы резания  $P_y$  к площади контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента. Исходя из рис. 1, оно может быть выражено через нормальное контактное напряжение  $q_N$ :

$$q_\tau = q_N \cdot \operatorname{tg} \psi = \sigma_{сж} \cdot \sin \psi. \quad (10)$$

Очевидно,  $q_\tau < q_N$ , т.к.  $\operatorname{tg} \psi < 1$ . Равнодействующая контактного напряжения  $q$ , возникающего на передней поверхности инструмента, равна

$$q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{сж}. \quad (11)$$

Из зависимости (9) следует, что нормальное контактное напряжение  $q_N$  меньше предела прочности на сжатие обрабатываемого материала  $\sigma_{сж}$ . Для сравнения на рис. 2 показан характер изменения параметров  $q_N$  и  $\sigma$  в зависимости от угла  $\beta$ . Как видно, параметры  $q_N$  и  $\sigma$  с увеличением угла  $\beta$  асимптотически приближаются к значению  $\sigma_{сж}$ . При этом условное напряжение резания  $\sigma$  принимает значения больше  $\sigma_{сж}$ , а нормальное контактное напряжение  $q_N$ ,

Следовательно, на передней поверхности инструмента действует равномерно распределенная нагрузка с плотностью, равной пределу прочности на сжатие обрабатываемого материала, т.е.  $q = \sqrt{q_N^2 + q_T^2} = \sigma_{сж}$ .

Полученные выше теоретические решения справедливы при резании инструментом с передним углом  $\gamma$ , равным нулю. В связи с этим важно получить более общее решение, охватывающее весь возможный диапазон изменения переднего угла инструмента, т.е.  $\gamma < 0$ ,  $\gamma = 0$  и  $\gamma > 0$ . Для этого рассмотрим расчетную схему, показанную на рис. 3, справедливую для случая  $\gamma > 0$ . Нетрудно видеть, что в этом случае роль угла  $\psi$  выполняет угол  $(\psi - \gamma)$ . Для отрицательного переднего угла инструмента вместо угла  $\psi$  необходимо рассматривать угол  $(\psi + \gamma)$ . Исходя из этого, для положительного переднего угла инструмента  $\gamma$  во все вышеприведенные зависимости вместо угла  $\psi$  необходимо подставить угол  $(\psi - \gamma)$ . Тогда зависимости (2) – (7) примут вид:

$$\beta = 45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}, \quad (13)$$

$$P = \frac{a \cdot \sigma \cdot \tau_{сдв}}{\sin^2 \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot \sigma \cdot \tau_{сдв}}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}, \quad (14)$$

$$P_z = P \cdot \cos(\psi - \gamma) = \frac{2 \cdot a \cdot \sigma \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot a \cdot \sigma \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}, \quad (15)$$

$$P_y = P \cdot \sin(\psi - \gamma) = \frac{2 \cdot a \cdot \sigma \cdot \tau_{сдв} \cdot \sin(\psi - \gamma)}{[1 - \sin(\psi - \gamma)]}, \quad (16)$$

$$\frac{P_z}{P_y} = \frac{1}{\operatorname{tg}(\psi - \gamma)}, \quad (17)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta} = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{(\psi - \gamma)}{2}\right)}. \quad (18)$$

Очевидно, с увеличением положительного переднего угла инструмента  $\gamma$  условный угол сдвига материала  $\beta$  будет увеличиваться, что обеспечит уменьшение силы резания. Этим показано, что увеличение переднего угла инструмента  $\gamma$  как бы нивелирует отрицательное влияние условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента  $\psi$  на силовую напряженность процесса резания.

Определим длину контакта образующейся стружки с передней поверхно-

стью инструмента  $l$  для случая  $\gamma > 0$  на основе рис. 3. Аналогично рис. 1 (для случая  $\gamma = 0$ ), длина  $l$  равна отрезку  $OC$ . Отрезок  $AC$  должен быть параллельным равнодействующей силы резания  $P$ . Для расчета длины  $l$  рассмотрим косугольный треугольник  $OAC$  и воспользуемся теоремой синусов:

$$\frac{OC}{\sin \angle A} = \frac{OA}{\sin \angle C}, \quad (19)$$

где  $OA = \frac{a}{\sin \beta}$ ;  $\angle A = 45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2}$ ;  $\angle C = 90^\circ - \psi$ .

После преобразований зависимости (19), имеем:

$$l = a \cdot \frac{\operatorname{tg} \left( 45^\circ + \frac{(\psi - \gamma)}{2} \right)}{\cos \psi}. \quad (20)$$

Из зависимости (20) следует, что с увеличением переднего угла инструмента  $\gamma$  длина контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента  $l$  уменьшается.

Определим нормальное  $q_N$  и касательное  $q_\tau$  контактные напряжения, возникающие на передней поверхности инструмента. Для этого необходимо знать нормальную составляющую силы резания  $N$  (рис. 3), действующую на передней поверхности инструмента. Между составляющими силы резания  $P_z$ ,  $N$  и  $f \cdot N$  существует связь:

$$P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma. \quad (21)$$

Откуда

$$N = \frac{P_z}{\cos \gamma + f \cdot \sin \gamma}. \quad (22)$$

Тогда нормальное контактное напряжение  $q_N = \frac{N}{b \cdot l}$ , возникающее на передней поверхности инструмента, с учетом соотношения  $\operatorname{tg} \psi = f$  примет вид:

$$q_N = \sigma_{\text{сж}} \cdot \frac{\cos^2 \psi}{\cos(\psi - \gamma)}. \quad (23)$$

Соответственно касательное контактное напряжение  $q_\tau = q_N \cdot \operatorname{tg} \psi$  опишется зависимостью:

$$q_\tau = \sigma_{\text{сж}} \cdot \frac{\cos \psi \cdot \sin \psi}{\cos(\psi - \gamma)}. \quad (24)$$

Равнодействующая контактного напряжения  $q$ , возникающего на передней поверхности инструмента, равна

$$q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{\text{сж}} \cdot \frac{\cos \psi}{\cos(\psi - \gamma)} = \frac{\sigma_{\text{сж}}}{\cos \gamma + f \cdot \sin \gamma}. \quad (25)$$

В табл. 2 приведены рассчитанные по зависимости (25) значения  $q/\sigma_{\text{сж}}$  для случая  $\psi = 30^\circ$ .

Таблица 2

Расчетные значения $q/\sigma_{сж}$				
$\gamma$ , град	0	10	20	30
$q/\sigma_{сж}$	1	0,92	0,88	0,87

Из табл. 2 следует, что с увеличением переднего угла инструмента  $\gamma$  отношение  $q/\sigma_{сж}$  уменьшается, однако несущественно, т.е. фактически на передней поверхности инструмента действует равномерно распределенная нагрузка с плотностью, приблизительно равной пределу прочности на сжатие обрабатываемого материала, т.е.  $q = \sqrt{q_N^2 + q_\tau^2} = \sigma_{сж}$ .

**Выводы.** На основе предложенной расчетной схемы стружкообразования при резании материала аналитически определены основные параметры силовой напряженности процесса: составляющих силы резания, условного напряжения резания, длины контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента и составляющих контактного напряжения, действующего на передней поверхности инструмента. Показано, что в отличие от условного напряжения резания, которое превышает предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, равнодействующая контактного напряжения, возникающего на передней поверхности инструмента, равна пределу прочности на сжатие обрабатываемого материала. Это связано с тем, что условное напряжение резания действует на площади, равной площади поперечного сечения среза, а контактное напряжение – на площади контакта образующейся стружки с передней поверхностью инструмента, которое до 7 раз и более превышает площадь поперечного сечения среза. Обоснованы условия снижения силовой напряженности процесса резания, состоящие главным образом в увеличении условного угла сдвига материала за счет уменьшения условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента (коэффициента трения обрабатываемого и инструментального материалов) и увеличения переднего угла инструмента.

#### Список литературы

1. Грановский Г.И., Грановский В.Г. Резание металлов: Учебник. – М.: Высшая школа, 1985. – 304 с.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
3. Лоладзе Т.Н. Прочность и износостойкость режущего инструмента. – М.: Машиностроение, 1982. – 320 с.
4. Силин С.С. Метод подобия при резании материалов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и техно-

логии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.

7. Новиков Г.В. Элементы теории энергоёмкости процессов механической обработки. – Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ"ХПІ". – Харків, 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74-86.

#### **Анотація**

#### **Розрахунок і дослідження параметрів силової напруженості процесів механічної обробки матеріалів**

*Запропоновано розрахункову схему стружкоутворення при різанні матеріалів і на її основі визначені основні параметри силової напруженості процесу: складові сили різання, умовна напруга різання, довжина контакту стружки, що утворюється, з передньою поверхнею інструмента й складові контактної напруги, що діє на передній поверхні інструмента.*

#### **Abstract**

#### **Calculation and research of parameters of power intensity of processes of machining of materials**

*The settlement circuit of formation of a shaving is offered at cutting materials and on its basis key parameters of power intensity of process are determined: making forces of cutting, a conditional pressure of cutting, length of contact of a formed shaving with a forward surface of the tool and components of the contact pressure working on a forward surface of the tool.*

## НАУЧНЫЙ ПОДХОД К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ЭНЕРГОЕМКИХ ИМПУЛЬСНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Савченко Н.Ф., канд. техн. наук, Соломяный А.У., канд. техн. наук,  
Павиченко В.П.

*(Харьковский национальный экономический университет)*

*В работе обоснована необходимость и показаны особенности проектирования энергоемких высокобезопасных импульсных устройств для технологии машиностроения.*

Важнейшими задачами, стоящими перед технологией машиностроения, как показали исследования профессора ХАИ Р.В. Пихтовникова еще в 50-70-е годы прошлого столетия (столетие которого в октябре 2007 г.), являются, с одной стороны, повышение эффективности использования ресурсов, а, другой, уменьшение издержек при создании все более точных и качественных изделий (или оказания услуг), отраженные в последующем многими авторами [1-5]. С позиций максимизации эффективности использования ресурсов экономически оправданными будут методы с использованием импульсных энергоносителей. Среди многих универсальных и технологически эффективных, с точки зрения экономии ресурсов, методов можно выделить струйную, гидроструйную обработку, обработку дробью, центробежную обработку, беспрессовые методы (гидровзрывную, электрогидравлическую, магнито-импульсную, с использованием эластичных и газовых сред) и т. п., оказывающие существенное влияние на качество, производительность и состояние поверхностей деталей и изделий, их коррозионные и прочностные характеристики.

**Постановка задачи.** Исходя из того, что любая технологическая система – это совокупность функционально взаимосвязанных предметов производства, средств технологического оснащения и исполнителей, можно сделать вывод о целесообразности включения в ее состав как дополнительного оснащения специально предусмотренных элементов минимизации расходования ресурсов и обеспечения безопасности технологического комплекса как технологической системы.

**Цель исследования.** Эволюционное изменение параметров любой технологической системы, например по принципу «жизненного цикла» (рис.1) свидетельствует о необходимости учитывать тенденцию совершенствования параметров технологических систем (ТС). Важнейшими из них могут быть:

- интенсивность воздействий на обрабатываемый материал;
- длительность воздействия;
- возможность групповой обработки;
- возможность изменения параметров ТС в самых широких пределах; возможность взаимосогласования в широких пределах параметров изделия и устройства для выполнения различных операций; возможность минимизации

ции нерационального использования энергоносителей, используемого для выполнения технологических операций (основных и дополнительных).

Исходя из этого, целесообразно считать перспективным (интенсивность нагрузки, точность изделий) дальнейшее совершенствование импульсных технологий.

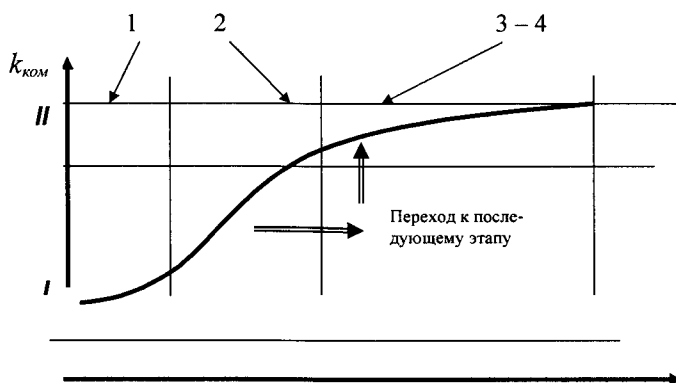


Рис. 1. Эволюционное изменение параметров технологической системы (ТС): 1, 2, 3, 4 – этапы изменения в течение периода времени  $T$  эффективности ТС.

**Методика исследований.** Как основное положение о необходимости разработки и усовершенствования методов проектирования именно импульсных устройств, кроме их известных преимуществ – минимальных капиталовложений (и недостатков – повышенных требований к технике безопасности), – используется положение о высоких энергетических возможностях и возможность осуществления экологически безопасных технологий.

Многообразие вариантов взрывчатого превращения (продукты реакции вода, углекислый газ, сажа, ядовитый газ) свидетельствует о необходимости рассмотрения импульсных устройств как специальных и гибких технологических систем. При этом такого типа импульсные устройства, являющиеся мобильными и многофункциональными, можно классифицировать как многофункциональные системы или могущие преобразовываться в них с интеллектуально программируемым комплексом технологических операций. При классификации и проектировании ГТС с использованием импульсных устройств следует исходить из того, что эти комплексы могут быть не только пассивными системами определенного технологического назначения, но и активными многофункциональными системами, специально оснащенными для адаптации к изменению ситуации в технологической зоне энергоаккумулирующими устройствами, например по принципу использования отходов производства. Общим с позиции построения различных типов ГТС можно считать наличие универсальных рабочего органа (или нескольких), привода и специального типа устройств управления работой рабочего органа для выполнения при необходимости не-



скольких различных технологических операций. Эффективность использования ГТС существенно может быть увеличена благодаря их адаптации к меняющимся условиям технологической среды, что обеспечивается управляющими системами с использованием специальных датчиков. Существенно и то, что важным преимуществом ГТС может также считаться и возможность встраивания в существующие технологические комплексы без ухудшения их функционирования. Именно эти признаки и позволяют классифицировать предлагаемые устройства как гибкие технологические системы.

Для разработки направлений проектирования и классификации ГТС необходимо также учесть назначение изделия, энергозатраты на его изготовление, особенности пространственного размещения в технологической зоне, совместимость имеющегося (традиционного для предприятия) оборудования и ГТС. Как основные признаки классификации могут быть выбраны конструктивные, особенности ГТС, а также применяемые средства их технологического оснащения. При этом все элементы такой системы могут быть двух основных видов исполнения по отношению к производственному технологическому комплексу: внешнего (вне цеха) или внутреннего.

Дальнейший выбор решений при необходимости может проводиться как:

- 1) общий структурный синтез всей ГТС, если определяется ее компоновка и принцип применения;
- 2) элементный синтез, если предполагается формирование каких-то узлов, частей ГТС.

Таким образом, на первом этапе следует разработать матрицы элементов, столбцы которых составные части ГТС, а строки – альтернативные варианты локальных решений. Примерами такого подхода можно считать варианты ГТС, в составе которых имеется:

- привод – электрический, гидравлический, пневматический, термический, химические взрывчатые вещества;
- передача – волновая, упруго механическая, импульсно-циклическая, комбинированная;
- рабочий орган – высокоскоростной поток газовой, жидкой и комбинированной среды, твердое тело (снаряд, технологический блок), изменяющие в техногенной зоне агрегатное состояние среды или нет;
- системы и устройства аккумуляции и обеспечения функционирования ГТС – термические, пневмо-вакуумные, электрические или отсутствовать;
- управляющие устройства – механические, пневматические, электромагнитные, тепловые и возможные их комбинации.

Дополнительные функции ГТС, обеспечиваемые ее элементами – дробление и утилизация отходов производства в технологической или интегрированной к ней зоне, возможность их вторичного использования.

Общее количество вариантов решений может определяться как произведение количества элементов в каждой строке создаваемой морфологической таблицы как приложение к паспорту предприятия или техногенного объекта:

$$N = Z_{otj} \cdot Z_{6e} \cdot \dots \cdot Z_{m_{w_s}}$$

где  $a, q, \dots, m$  - элемент в соответствующей строке с характерными признаками,  $j, e, w = 1, 2 \dots k \dots n$  - их количество.

Примерами ГТС могут быть экологические комплексы, оснащенные специальными рабочими органами по типу вакуумные малогабаритные камеры (капсулы), контейнеры с энергоносителями (горючие газы, взрывчатые вещества и другие: электромагнитные, магнитно-импульсные, пневматические, тепловые и т.д.), а также их соответствующие комбинации. При этом использование мощных и компактных импульсных энергоносителей (горючих газов, взрывчатых веществ) представляется одним из эффективных направлений разработки ГТС.

Основные положения, на которых базируется создание ГТС:

- перевооружение производства и пересмотр существующих технологий (их паспортизация) с позиций экологической безопасности, максимального ресурса - и энергосбережения;
- создание новых технологий на основе последних научных достижений;
- экономическая эффективность;
- пересмотр организационно-экономических принципов;
- внедрение готовых технологических систем, способных к автономному функционированию;
- высокий уровень надежности систем и их гибкость, под которой понимается способность технологической системы к дальнейшему ее функционированию, безопасному для окружающей среды даже в случае выхода из строя отдельных элементов системы;
- минимальные затраты на технологическое переоснащение производства;
- возможность взаимодействия с автоматизированными системами управления производством.

**Основные результаты.** Разработаны подходы к совершенствованию импульсного типа устройств на основе использования легко адаптируемых к условиям производства энергоносителей. При этом в качестве таких энергоносителей могут быть не только вещества, традиционно относящиеся к энергоноси-

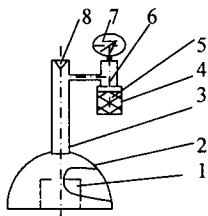


Рис. 2. Импульсное устройство модульного типа: 1 - объект воздействия (заготовка); 2 - энергоблок; 3, 8 - элементы модуля инициирования импульсного воздействия (детонационная трубка и блок поджига смеси); 4, 5, 6 - модуль энергоносителей (корпус газогенератора, реагенты, активатор); 7 - модуль контроля и управления.

телям типа горючих газов, но и вещества, относящиеся к отходам производства, которые после определенных воздействий могут использоваться в технологических целях.

На рис. 2 приведена схема модульно-блочного устройства для импульсной обработки материалов (штамповка, очистка каналов, микролегирование, получение сажи).

Внешняя нагрузка интенсивностью  $p$  (до 100 Мпа и бо-

лее) создается с использованием специального типа импульсных камер с энергогенерирующими устройствами типа газогенераторов (патент Украины № 72357).

С позиций системного подхода процессы, происходящие в системе, могут быть описаны как совокупность энергетических потоков различной природы (электрическая, тепловая, механическая и др.).

Идентифицировать ГТС и ее компоненты как гибкие технологические комплексы и объекты исследования, разработки, внедрения и эксплуатации позволяют следующие принципы [1,2]:

1. Принцип совмещения высокой производительности и универсальности. В традиционном производстве наибольшая производительность достигается на автоматических линиях и специализированном оборудовании, а наибольшая универсальность – на технологическом оборудовании с ручным управлением и ограниченными возможностями интенсификации использования энергоресурсов. При этом производительность такого оборудования недопустимо мала.

Применение ГТС, использующих легко перестраиваемое импульсное оборудование, позволяет совместить высокую производительность с универсальностью на оптимальном уровне, возможном при современном развитии техники.

2. Принцип технологической гибкости. Способность ГТС в короткие сроки и с минимальными затратами переходить к изготовлению новых объектов производства (деталей, узлов, изделий) характеризует гибкость системы.

Различаются следующие виды гибкости ГТС [2]:

- операционная (технологическая), обеспечиваемая возможностью быстрой смены комплектов приспособлений, инструментов и управляющих программ;
- маршрутная, проявляющаяся в возможности изменения маршрута детали по станкам внутри системы в соответствии с программой ее обработки;
- морфологическая (функциональная), направленная на обеспечение оптимального распределения материальных потоков (деталей, инструментов и т. д.) внутри системы путем соответствующей ее перенастройки или перестройки.

3. Принцип модульности. ГТС строится на базе модулей.

Модуль, являясь компонентом ГТС, также может состоять из компонентов. Не только модуль, но и его компонент может быть самостоятельно разработан, изготовлен и внедрен, однако присущие ему функции он может выполнять только в составе модуля. Важнейшие модули могут быть классифицированы по технологическому принципу (или оснащению); по виду энергоносителя; наличию или отсутствию аккумулирующих устройств; оснащению устройства управления; сигнализации; обеспечения безопасности; возобновления ресурсов и др.

4. Принцип иерархичности. ГТС в самом общем виде представляет собой многоуровневую структуру: на самом нижнем уровне находятся заготови-

тельные операции, на самом высоком – формирование поверхностного слоя или сборка конструкции.

5. Принцип обеспечения максимальной предметной замкнутости на возможно более низком уровне. Соблюдение этого принципа позволяет свести к минимуму затраты на межоперационное перемещение деталей, сократить число деталей операций. Наиболее эффективно достижение предметной замкнутости на уровне модуля. Однако при современном развитии техники это не всегда достижимо, а в некоторых случаях экономически нецелесообразно.
6. Принцип функционирования при ограниченном количестве производственного персонала (принцип безлюдности). В соответствии с этим принципом решается задача максимального сокращения численности обслуживающего персонала за счет повышения уровня автоматизации выполняемых системой функций и автоматического контроля за ходом технологического процесса. Другим аспектом этой задачи является возможное продление срока функционирования системы без вмешательства человека.
7. Принцип специализации и интеграции. Этот принцип определяет возможность создания совместимых технологических систем.
8. Принципы системной организации ГТС. Под этими методологическими для поискового проектирования ГТС [1] принципами подразумеваются принцип технологической универсальности и принцип самоорганизации, в свою очередь базирующийся на принципах приспособительной деятельности, живучести, самовосстановления, саморазвития, эволюционно-адаптированного проектирования и внедрения системы.

Принцип универсальности выражает тенденцию к расширению технологических возможностей системы и соответственно номенклатуры обрабатываемых деталей, уменьшению числа установов, сокращению технологических маршрутов, протяженности транспортных путей, увеличению производительности системы, степени завершенности обработки детали.

Принцип приспособительной деятельности проявляется в адаптации системы к условиям внешней (технологической) среды. В результате реакции системы ее технологические возможности приводятся в соответствие с технологическими потребностями запускаемых в производство изделий путем соответствующих переналадок элементов и связей внутри системы.

Принцип живучести характеризует свойство ГПС активно противостоять вредным воздействиям внешней среды и, в случае помех, выполнять свои функции путем перестройки структуры или перераспределения функций между нормально работающими элементами.

Принцип самовосстановления направлен на поддержание и сохранение технологического потенциала системы на заданном (проектном) уровне, что достигается обеспечением системы средствами самодиагностики и самовосстановления отказавших элементов или их автоматической замены.

В основу принципа саморазвития положено свойство системы развиваться и эволюционизировать как путем замены элементов более эффективными и прогрессивными, так и путем трансформации морфологической структуры с

целью расширения технологического потенциала.

Принцип эволюционного проектирования и внедрения ГТС выражается в продолжении проектирования после того, как она создана, корректировке проектных решений в процессе отладки и ступенчато (позатпном) наращивании мощности технологического потенциала и степени автоматизации ГТС в процессе внедрения.

Таким образом, возможные конструктивные решения обнаруживаются последовательно, после полного перебора вариантов, с учетом принципов системного проектирования, при этом каждый вариант проверяется на соответствие всем условиям ограничения совместного применения. При большом количестве возможных вариантов такой подход довольно трудоемкий, но является вполне оправданным при прогнозировании эффективности имеющихся средств обеспечения предприятия возобновляемыми и, в особенности, невозобновляемыми ресурсами.

#### Список литературы

1. Модульное оборудование для гибких производственных систем механической обработки: Справочник/Р. Э. Сафраган, Г. А. Кривов, В. Н. Татаренко и др. – К.: Тэхника, 1989.– 175 с.
2. Технологичность конструкции изделия / Ю.Д. Амиров, Т.К. Алферова, П.Н. Волков и др. – М.: Машиностроение, 1990.– 768 с.
3. Согришин Ю.П. и др. Штамповка на высокоскоростных молотах. М.: Машиностроение, 1978.– 167 с.
4. Шамарин Ю.Е. и др. Высокопроизводительные методы обработки металлов давлением. К. Тэхника. 1991. – 102 с.
5. Гибкая автоматизация единичного и мелкосерийного производства в машиностроении.— Л.: О-во «Знание» РСФСР, Л О, ЛДНТП, 1990.-32 с.
6. Состояние и развитие гибких производственных систем/Труды международного совещания (г. Магдебург, 1985).—М.: МЦНТИ, 1986.

#### Анотація

#### **Науковий підхід до проектування енергоємних імпульсних пристроїв для технології машинобудування**

*У роботі обґрунтована необхідність і показані особливості проектування енергоємних високобезпечних імпульсних пристроїв для технології машинобудування.*

#### Abstract

#### **The scientific approach to designing power-intensive pulse devices for technology of mechanical engineering**

*In work necessity is proved and features of designing power-intensive highly safe pulse devices for technology of mechanical engineering are shown.*

## УСЛОВИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ НА ЗУБОШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ МААГ

**Якимов А.А., канд. техн. наук, Якимова О.А., Мищенко А.Н.**  
(Одесский национальный политехнический университет)

*В работе теоретически и экспериментально обоснованы условия повышения производительности обработки на зубошлифовальных станках МААГ.*

На зубошлифовальных станках МААГ круги установлены под постоянным углом  $15^\circ$  к вертикальной плоскости. Такое расположение не обеспечивает для всех обрабатываемых зубчатых колес (с различными модулями и числами зубьев) наивыгоднейшего режима шлифования. Переход на новую абразивную рейку с увеличенным углом исходного контура является эффективным средством увеличения производительности зубошлифования. Для этого необходимо знать требуемые углы установки шлифовальных кругов [1].

Ниже приводится метод расчета углов установки шлифовальных кругов и экономической анализ вариантов обработки. Авторами приняты следующие обозначения:  $n$  – число двойных ходов стола обкатки в минуту;  $R_{д.о.}$  – радиус делительной окружности в мм;  $\alpha$  – профильный угол стандартного исходного контура;  $m$  – модуль;  $\alpha_u$  – угол установки шлифовальных кругов;  $z$  – число зубьев шлифовального колеса;  $R_p$  – радиус ролика обкатки в мм (при угле разворота шлифовальных кругов относительно вертикали на угол  $\alpha_u$ );  $R'_p$  – радиус ролика обкатки в мм (угол  $\alpha_u = 15^\circ$ );  $l_{x.c}$  – длина поперечного хода стола (равная радиусу кривошипа  $W$  в мм) при развороте шлифовальных кругов относительно вертикальной плоскости на угол  $\alpha_u$ ;  $l'_{x.c}$  – длина поперечного хода стола (угол  $\alpha_u = 15^\circ$ );  $P_j$  – сила инерции качающихся частей в кг;  $B$  – длина зуба шлифуемого колеса в мм;  $l$  – величина перебега на заход и выход шлифовального круга в мм;  $s$  – подача шлифовального круга вдоль зуба в мм/мин;  $P$  – число проходов;  $K$  – коэффициент, учитывающий метод шлифования (при двустороннем делении  $K = 1$ , при одностороннем –  $K = 2$ ).

На рис. 1 и рис. 2 видно, что угол установки шлифовальных кругов  $\alpha_u$  равен сумме углов:

$$\alpha_u = \alpha_1 + \beta. \quad (1)$$

Угол  $\alpha_1$  определяется по формуле

$$\alpha_1 = \frac{\alpha_{max} + inv \alpha_{max}}{2} - inv \operatorname{arc} \frac{tg \alpha_{max}}{2} \quad (2)$$

или по рис. 3, где

$$\alpha_{\max} = \arccos \frac{R_{\text{д.о}} \cos \alpha}{R_{\text{д.о}} + 1,2 \cdot m + 2} \quad (3)$$

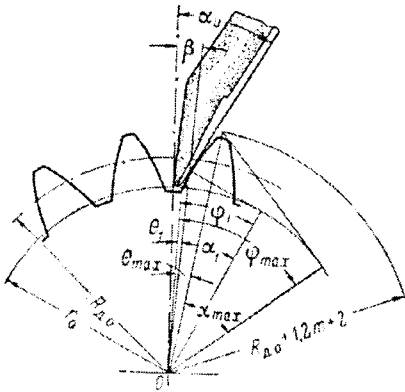


Рис. 1. Схема шлифования.

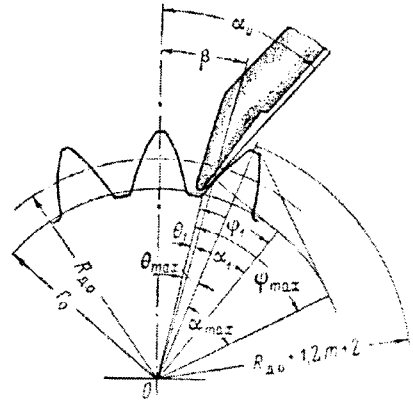


Рис.2 Схема шлифования при расположении круга в соседней впадине колеса.

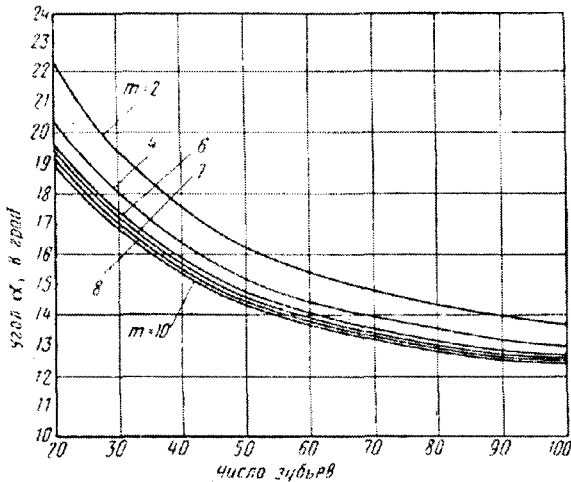


Рис.3. Зависимость угла  $\alpha_1$  от числа зубьев.

Угол  $\beta$  зависит от метода шлифования и определяется:

- при расположении шлифовальных кругов в одной впадине зубчатого колеса (рис.1) – по формуле  $\beta = \frac{\pi}{2 \cdot z} - (\text{inv } 20^\circ - \text{inv } \alpha_1)$ ;
- при расположении шлифовальных кругов в соседних впадинах зубчатого колеса (рис. 2) – по формуле  $\beta = \frac{3 \cdot \pi}{2 \cdot z} - (\text{inv } 20^\circ - \text{inv } \alpha_1)$  или по рис.4.

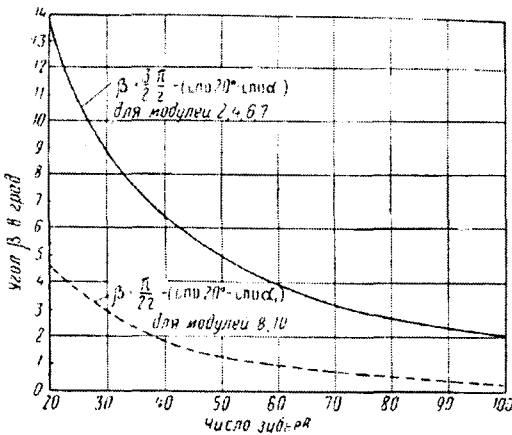


Рис.4. Зависимость угла  $\beta$  от числа зубьев.

Для оценки экономической эффективности предлагаемого метода шлифования зубчатых колес нужно рассмотреть конкретные примеры.

Расчет проводится в следующем порядке.

1. Определяется угол установки шлифовальных кругов:

$$\alpha_u = \alpha_1 + \beta.$$

2. Определяется длина поперечного хода стола, соответствующая расчетному углу установки шлифовальных

кругов:

$$l_{x.c} = (\varphi_{max} - \varphi_1) \cdot R_p,$$

где  $\varphi_{max} = tg \alpha_{max}$  (угол  $\alpha_{max}$  – определяется по формуле (3);  $\varphi_1 = tg \alpha_1$  (угол  $\alpha_1$  – определяется по формуле (2) или по рис. 3);

$$R_p = R_{d.o} \cdot \frac{\cos 20^\circ}{\cos \alpha_u}.$$

3. Определяется длина поперечного хода стола при угле установки шлифовальных кругов относительно вертикальной плоскости  $\alpha_u = 15^\circ$

$$l'_{x.c} = (\varphi_{max} - \varphi'_1) \cdot R'_p,$$

где  $\varphi_{max} = tg \alpha_{max}$ ;  $\varphi'_1 = tg(15^\circ - \beta)$ ;  $R'_p = R_{d.o} \cdot \frac{\cos 20^\circ}{\cos 15^\circ}$ .

4. Определяется сила инерции качающихся частей станка: [2]

$$P_j = 0,027 l_{x.c} \cdot \frac{n^2}{R_p^2} \cdot \frac{J}{J_0}$$

(число двойных поперечных ходов стола обкатки в минуту при подсчете величины силы инерции принимается  $n = 90$  ход/мин).

5. Определяется число двойных поперечных ходов стола обкатки в минуту, которое может быть принято без ущерба для точности шлифования при новом расчетном значении угла  $\alpha_u$ :

$$n = \sqrt{\frac{P_j \cdot R_p^2}{0,027 \cdot l_{x.c} \cdot \frac{J}{J_0}}}.$$

6. Определяется машинное время:



$$T_M = \frac{B+l}{n \cdot s} \cdot z \cdot p \cdot K;$$

- а) при угле установки шлифовальных кругов  $\alpha_u = 15^\circ$ ,  $n = 90$  ход/мин;  
 б) при угле установки шлифовальных кругов  $\alpha_u > 15^\circ$  принимать расчетное значение  $n$ .

Результаты конкретных расчетов сведены в таблицу.

Из сопоставления приведенных в таблице показателей машинного времени видно, что новый метод приводит к значительному увеличению производительности станков МААГ.

Переход на новую абразивную рейку с углом установки шлифовальных кругов  $\alpha_u > 15^\circ$  требует некоторой модернизации станка, которая сводится к фрезерованию проушин в суппортах шлифовальных кругов.

Таким образом в работе предложен метод повышения производительности обработки на зубошлифовальных станках МААГ.

#### Список литературы

1. Руководство по эксплуатации и обслуживанию зубошлифовальных станков МААГ. Москва, Оргавтопром. 1942.–65 с.
2. Якимов А.В. Исследования жесткости зубошлифовальных станков МААГ. Труды Запорожского машиностроительного института, Запорожье, 1959. С. 83-116.
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.6. “Качество обработки деталей машин” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с.
4. Якимов А.В., Новиков Ф.В., Якимов А.А. Высокопроизводительная обработка абразивно-алмазными инструментами. – К.: Техніка, 1993. –152 с.

#### Анотація

#### Умови високопродуктивної обробки на зубошліфувальних верстатах МААГ

*У роботі теоретично й експериментально обґрунтовані умови підвищення продуктивності обробки на зубошліфувальних верстатах МААГ.*

#### Abstract

#### Conditions of high-efficiency processing on grinding machine tools maag

*In work theoretically conditions of increase of productivity of processing on grinding machine tools MAAG also are experimentally proved.*

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА

Можарова Н.М., канд.техн.наук

(Харьковский национальный технический университет сельского хозяйства  
им. Петра Василенко)

*Проведены исследования влияния химического состава хромистых чугунов на механические свойства, получены корреляционные зависимости, выявлены закономерности. Исследовали чугуны следующего химического состава, масс. %: С 2,38 - 2,92; Si 0,62 - 0,91; Mn 0,57 - 1,45; P 0,009 - 0,96; S 0,027 - 0,051; Cr 2,92 - 26,8; Ni 0,15 - 1,0; Cu 1,42 - 3,75; В 0,048 - 0,079; Мо 0,30 - 0,37; V 0,05 - 0,30; Ti 0,17 - 0,30.*

**Введение.** Сплавы системы Fe-Cr-C широко применяются в различных отраслях промышленности, где требуется повышенная износостойкость, жаростойкость и термическая выносливость. Эти сплавы относятся к белым износостойким чугунам.

Из белых хромистых чугунов изготавливают: детали коксохимического оборудования, термических печей, рудоразмельных мельниц, детали для производства цемента, мелющих тел, асфальта, бетона, экскаваторов, а также прокатные валки. [1]

**Анализ последних достижений и исследований.** Хром относится к группе легирующих элементов, стабилизирующих Fe -  $\alpha$  и сужающих область существования Fe -  $\gamma$ . Область  $\gamma$  - твердых растворов замыкается, примерно при 10 - 12 % хрома [1-3].

Изменения содержания хрома от 1 до 10,0% не сказывается на особенностях первичной структуры белого чугуна: строение ледебуритных колоний, их дифференцировка и ячеистость заметно не изменяется. В таких материалах предел прочности при растяжении составляет 160 - 260 МПа, при изгибе 320 - 470 МПа. При повышении содержания хрома в белом чугуне до 12 - 14% те же характеристики возрастают до 340 - 450 и 720 - 770 МПа соответственно [3].

В большинстве случаев применяют чугуны, содержащие не менее 12 -14% хрома.

**Целью работы** является выявление закономерностей влияния химического состава хромистых чугунов на твердость, предел прочности при изгибе и сжатии, путем построения корреляционных зависимостей.

**Основная часть.** Исследовали хромистые чугуны, отлитые в условиях опытного производства УкрНИИМета. Опытные плавки разрезали на темплеты, отжидали и затем изготавливали стандартные образцы. Исследовали чугуны следующего химического состава, (масс. %): С 2,38 - 2,92; Si 0,62 - 0,91; Mn 0,57 - 1,45; P 0,009 - 0,96; S 0,027 - 0,051; Cr 2,92 - 26,8; Ni 0,15 - 1,0; Cu 1,42 -3,75; В 0,048 - 0,079; Мо 0,30 - 0,37; V 0,05 - 0,30; Ti 0,17 - 0,30. Твердость при этом изменялась - HSD 45-75; прочность при изгибе -  $\sigma_{изг} = 412 - 1025$  МПа; при сжа-

тии -  $\sigma_{сж} = 1590 - 2500$  МПа. Химический состав и свойства исследуемых чугунов приведены в табл. 1. Для анализа использовали специально разработанные программы и расчеты. Получены уравнения регрессии и оценена остаточная дисперсия. Затем значения какого-то фактора в массиве исходных данных заменяли его средним значением. Рассчитывали новую остаточную дисперсию и оценивали ее отношение к ранее определенной остаточной дисперсии. Если это отношение близко к единицы, то фактор - мало влияющий. Чем больше это отношение, тем фактор является более значимым. Такая методика позволяет быстро выявлять значимость каждого фактора.

Таблица 1

Химический состав и механические свойства хромистых чугунов  
после отжига

№ п/п	Химический состав, %												Твердость HSD	Предел прочности при изги- бе, МПа	Предел прочности при сжа- тии, МПа
	C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni	Cu	V	Mo	V	Ti			
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
1	2,8	0,85	1,03	0,037	0,034	5,84	0,89	2,41	-	-	-	-	62	880	1790
2	2,8	0,81	0,98	0,038	0,039	3,02	0,84	2,80	-	-	-	-	60	820	1590
3	2,67	0,8	0,97	0,037	0,037	3,0	0,85	3,38	-	-	-	-	59	903	1600
4	2,65	0,81	0,96	0,038	0,039	2,92	0,84	3,75	-	-	-	-	58	856	1601
5	2,86	0,9	0,99	0,037	0,038	5,74	0,88	4,34	-	-	-	-	64	820	1800
6	2,77	0,93	0,94	0,036	0,029	2,90	0,87	5,31	-	-	-	-	58	780	1650
7	2,77	0,85	0,98	0,037	0,034	5,70	0,88	4,69	-	-	-	-	60	900	1890
8	2,82	0,75	0,87	0,009	0,034	12,70	1,0	2,01	-	-	-	-	65	930	2005
9	2,82	0,73	0,88	0,01	0,036	13,0	0,99	2,24	-	-	-	-	66	960	2010
10	2,81	0,74	0,88	0,01	0,040	12,95	1,0	2,65	-	-	-	-	64	950	2061
11	2,79	0,72	0,86	0,008	0,042	12,75	0,98	3,42	-	-	-	-	67	962	2150
12	2,73	0,68	0,75	0,01	0,036	20,95	0,97	2,03	-	-	-	-	71	920	2300
13	2,73	0,67	0,75	0,009	0,034	20,70	0,96	2,77	-	-	-	-	70	1021	2400
14	2,74	0,62	0,74	0,008	0,040	21,10	0,96	3,17	-	-	-	-	72	930	2430
15	2,73	0,62	0,73	0,01	0,041	21,25	0,92	3,68	-	-	-	-	74	1025	2500
16	2,43	0,75	0,89	0,098	0,027	10,95	0,98	5,61	0,048	-	-	-	73	885	2090
17	2,38	0,91	0,90	0,96	0,030	10,80	0,95	5,59	0,072	-	-	-	74	830	2001
18	2,38	0,7	0,88	0,094	0,032	11,30	0,97	5,56	0,079	-	-	-	71	900	1985
19	2,74	0,78	0,74	-	-	17,6	0,15	1,42	-	0,31	-	0,19	50	638	1790,5
20	2,43	0,79	0,74	-	-	20,1	0,15	1,34	-	0,30	-	0,17	55	533	2293,5
21	2,78	0,63	0,71	-	-	12,2	0,15	1,66	-	0,37	0,029	-	75	480	1900
22	2,92	0,78	0,74	0,03	0,051	11,0	0,13	1,69	-	0,37	0,38	-	66	412	1890
23	2,58	0,73	0,57	0,041	0,052	11,6	0,11	1,69	-	0,37	-	0,05	45	684	1896
24	2,6	0,95	1,36	0,03	0,033	17,0	0,14	2,07	-	0,33	-	0,21	46	644	1889
25	2,83	0,77	1,45	-	-	18,6	0,19	2,14	-	0,35	-	0,30	46	771,7	1994
26	2,67	0,73	0,63	0,03	0,033	25,17	0,20	1,84	-	-	0,43	-	73	766	2350
27	2,67	0,72	0,63	-	-	26,80	0,20	1,85	-	-	0,44	-	70	693	2400
28	2,79	0,65	0,78	-	-	17,0	0,18	1,42	-	-	0,17	/ -	70	522,25	1870
29	2,79	0,62	0,75	-	-	17,0	0,18	1,42	-	-	0,33	-	65	567,4	1877
30	2,79	0,74	0,78	-	-	17,3	0,18	1,42	-	-	0,44	-	65	559,2	1863

Таблица 2

Коэффициенты уравнений регрессии между химическими элементами и механическими свойствами

Химические элементы	HSD	$\sigma_{изг}$	$\sigma_{сж}$
1	2	3	4
Свободный член	-42,934099	1296,109345	1033,388802
C	43,101716	-301,998803	18,600185
Si	-31,418094	-35,183044	128,344556
Mn	-8,157536	91,068210	-206,507767
P	249,869422	-1263,402656	-1727,897231
S	-281,660269	3878,639085	137,636539
Cr	0,716102	5,173678	40,151894
Ni	14,370055	236,583933	427,451156
Cu	1,037570	1,273485	55,643507
B	15,695532	-474,151908	595,215208
V	5,675660	-160,182413	180,302523
Mo	32,401057	-777,702678	-1670,882992
Ti	-96,402855	121,700427	2400,354569
Коэффициент корреляции	0,943568	0,974295	0,976624

В табл. 2 приведены коэффициенты уравнений регрессии между химическими элементами и механическими свойствами.

Пользуясь этой таблицей, можно посчитать для конкретного химического состава расчетное значение механических свойств. Для этого к свободному члену нужно прибавить сумму произведений соответствующих химических элементов на их значения. Кроме того, знаки коэффициентов в этой таблице показывают в какой-то степени качественное воздействие того или иного фактора. Так, например, для всех трех механических свойств повышение хрома и никеля ведет к росту уровня механических характеристик. Потому, что знаки коэффициентов во всех трех уравнениях положительны. А вот увеличение кремния способствует снижению твердости и предела прочности при изгибе и повышению предела прочности при сжатии.

Полученные уравнения имеют вид:

$$HSD = - 42,934 + 43,1C - 31,41 Si - 8,16 Mn + 249,87 P - 281,66 S + 0,71 Cr + 14,37 Ni + Cu + 15,7 B + 5,68 V + 32,4 Mo - 96,4 Ti; R = 0,94;$$

$$\sigma_{изг} = 1296,11 - 302 C - 35,18 Si + 91,07 Mn - 126374 P + 3878,64 S + 5,17 Cr + 236,58 Ni + 1,27 Cu - 474,15 B - 160,18 V - 777,7 Mo + 1213,7 Ti; R = 0,97;$$

$$\sigma_{сж} = 1033,39 + 18,6 C + 128,34 Si - 206,5 Mn - 1727,9 P + 137,64 S + 40,15 Cr + 427,45 Ni + 55,64 Cu + 595,21 B + 180,3 V - 1670,88 Mo + 2400,35 Ti; R = 0,97.$$

$R$  - коэффициент корреляции.

В табл. 3 приведены коэффициенты уравнений регрессии между химическими элементами (кремнием, хромом, никелем, ванадием и титаном) и механическими свойствами.

Таблица 3

Коэффициенты уравнений регрессии между химическими элементами и механическими свойствами

Механ. свойства	Свободный член	Химические элементы					Коэффициент корреляции
		Si	Cr	Ni	V	Ti	
HSD	83,76231	-41,5040	0,124455	13,82422	21,42882	-37,8636	0,814462
$\sigma_{изг}$	335,3119	74,01515	7,189540	464,3753	-34,7172	502,3010	0,936548
$\sigma_{сж}$	1282,120	77,64839	41,18700	212,1508	-281,341	-795,256	0,939304

Анализ табл. 3 показывает, что на уровень твердости кремний и титан действуют отрицательно. Скорее всего, кремний способствует графитизации, что приводит к уменьшению твердости. Титан - сильный карбидообразующий элемент, но в данном случае его вводили в очень небольших количествах, поэтому он и оказывает отрицательное влияние на твердость. На предел прочности при изгибе отрицательно действует ванадий. Ванадий тоже образует карбиды, которые могут при вести к снижению прочности при изгибе. На предел прочности при сжатии отрицательно действуют ванадий и титан. Это влияние также можно объяснить появлением специальных карбидов этих элементов.

Полученные уравнения имеют вид:

$$HSD = 83,762 - 41,5 \text{ Si} + 0,124\text{Cr} + 13,82 \text{ Ni} + 21,43 \text{ V} - 37,86 \text{ Ti}; R = 0,814;$$

$$\sigma_{изг} = 335,32 + 74,015 \text{ Si} + 7,19 \text{ Cr} + 464,37 \text{ Ni} - 34,72 \text{ V} + 502,3 \text{ Ti}; R = 0,936.$$

$$\sigma_{сж} = 1282,12 + 77,649 \text{ Si} + 41,187 \text{ Cr} + 212,15 \text{ Ni} - 281,341 \text{ V} - 795,256 \text{ Ti}; R = 0,939.$$

В табл. 4 приведена значимость влияния химических элементов в регрессионных зависимостях на механические свойства чугунов.

Наиболее важными факторами, влияющими на твердость, являются (в порядке убывания значимости) кремний и никель.

Важными факторами, влияющими на предел прочности при изгибе, являются (в порядке убывания значимости) никель, хром и кремний.

Факторами, влияющие на предел прочности при сжатии, являются (в порядке убывания значимости) хром и никель.

Таблица 4

Значимость химических элементов в регрессионных зависимостях влияния на механические свойства

Механические свойства	Химические элементы				
	Si	Cr	Ni	V	Ti
HSD	39,15	1,137	4,931	1,569	1,249
$\sigma_{изг}$	1,851	4,215	32,113	1,010	1,307
$\sigma_{сж}$	1,433	49,786	4,003	1,318	1,356

**Выводы.** Для выявления закономерностей влияния химического состава на механические свойства хромистых чугунов было разработано большое количество программ и выполнены расчеты, которые позволили с большой вероятностью провести корреляционно-регрессионный анализ. Расчеты выявили, что большое влияние на механические свойства хромистых чугунов оказывает хром и никель. В дальнейшем при разработке оптимального химического состава необходимо, прежде всего, регулировать содержание наиболее значимых элементов хрома и никеля.

#### Список литературы

1. Карпенко М.И., Марусевич Е.И. Износотойки отливки. - Минск: Наука и техника. 1984, - 216 с.
2. Высокохромистые прокатные валки: Просп./ Нейшнл Рольс. США: 1989-24с.
3. Будагьянц Н.А., Скобло Т.С., Жижкина Н.А., Полищук И.В. Опыт производства и применения валков из высокохромистого чугуна // Повышение надежности восстанавливаемых деталей машин. Сборник научных трудов.- Х.: ХГТУСХ. 1999. – С.135 – 141.

#### Анотація

##### Дослідження впливу хімічного складу хромистих чавунів на механічні властивості

*Проведет дослідження впливу хімічного складу хромових чавунів на механічні властивості, проведений кореляційно - регресійний аналіз, виявлені закономірності. Досліджували чавуни наступного хімічного складу, мас, %: 3 2,38 - 2,92; Si 0,62 - 0,91; Mn 0,57 - 1,45; P 0,009 - 0,96; S 0,027 - 0,051; Cr 2,92 - 26,8; Ni 0,15 - 1,0; Cu 1,42 - 3,75; B 0,048 - 0,079; Mo 0,30 - 0,37; V 0,05 - 0,30; Ti 0,17 - 0,30,*

#### Abstract

##### Research of influencing of chemical composition of chromic cast-irons on mechanical properties

*Conducted researches of influencing of chemical composition of chromic cast-irons on mechanical properties, conducted correlation - regressive analysis, exposed conformities to the law, Cast-irons of the following chemical composition, the masses were explored, %: WITH 2,38 - 2,92; Si 0,62 - 0,91; Mn 0,57 - 1,45; P 0,009 - 0,96; S 0,027 - 0,051; Cr 2,92 - 26,8; Ni 0,15 - 1,0; Cu 1,42 - 3,75; B 0,048 - 0,079; Mo 0,30 - 0,37; V 0,05 - 0,30; Ti 0,17 - 0,30.*

## ДОСЛІДЖЕННЯ СТРУКТУРИ СТАЛІ ПІСЛЯ ТФО І ЧИСТОВОГО ШЛІФУВАННЯ

Погрібний М.А., канд. техн. наук, Сизий Ю.А., докт. техн. наук,  
Волков О.О.  
(НТУ "ХПІ")

*У роботі показаний вплив параметрів чистового шліфування після ТФО на структуру обробленої сталі 65Г.*

Велику актуальність у наш час набувають ресурсозберігаючі методи обробки. Одним з цих методів є зміцнююча термофрикційна обробка. Попередніми дослідженнями було показано позитивний ефект від ТФО [1, 2]. Однак практичний інтерес нині представляє вивчення питання зміцнення шляхом ТФО в комплексі з наступною чистою обробкою та низькотемпературним відпуском які досить часто є неминучими.

ТФО проводилася по стандартній схемі [1].

Об'єктом дослідження були промислові деревообробні ножі із сталі 65Г у попередньому стані після загартування та низькотемпературного відпуску.

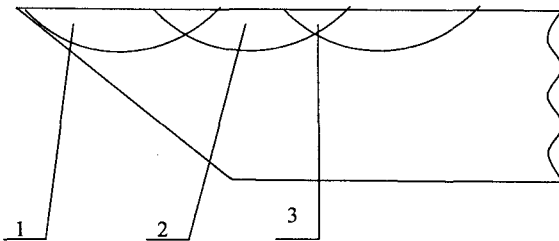


Рис. 1. Схема розташування шару зі зміненою структурою у зразку зі сталі 65Г після ТФО: 1 зона – Крайня частина зони «білого» шару; 2 зона – центральна частина зони «білого» шару; 3 зона – Ділянка нахлесту сусідніх зон «білих» шарів.

деревообробних ножів зі сталі 65Г проведені в трьох зонах (рис. 1) показують, що у всіх трьох випадках у структурі зразків спостерігаються істотні зміни, які проявляються у вигляді формування в поверхні білого шару (рис. 2, 4). Детальний мікроаналіз цих структур показав, що даний «білий» шар має дрібнозернисту структуру з довгастою формою зерна й розміром істотно менше мартенситних голок присутніх у шарі основного металу і має рівень твердості який істотно перевищує твердість основного металу деревообробних ножів у вихідному стані (тобто після попереднього загартування й низькотемпературного відпуску). Це видно як при візуальному аналізі відбитків мікротвердості, так і на графіках розподілу мікротвердості від поверхні зразків у глибину (рис. 3).

Після ТФО проводилася чистова шліфувальна обробка основною метою якої є поліпшення якості поверхні після ТФО. Після цього було проведено низькотемпературний відпуск з метою зняття внутрішніх напружень в матеріалі після ТФО, та для забезпечення безпечних умов експлуатації.

Дослідження мікроструктури і мікротвердості зразків –

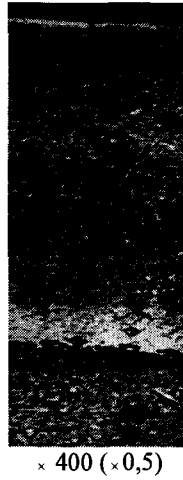
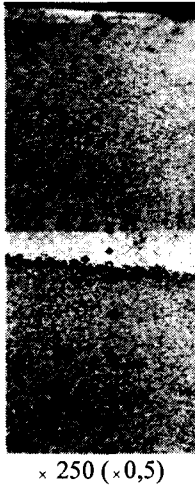


Рис. 2. Мікроструктура поперечного перерізу деревообробного ножа зі сталі 65Г після ТФО в зоні 2.

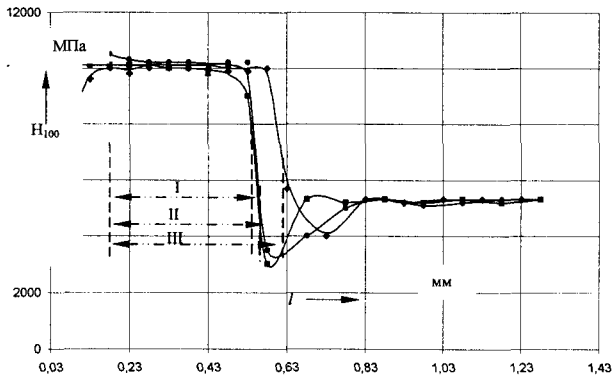


Рис. 3. Графік розподілу мікротвердості по глибині деревообробного ножа зі сталі 65Г після ТФО: I – глибина зміцнення в зоні 1; II – глибина зміцнення в зоні 2; III – глибина зміцнення в зоні 3.

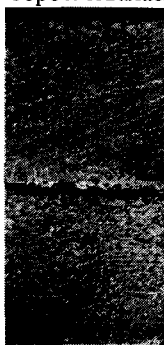
Як видно з рис. 3 твердість “білого” шару дорівнює приблизно 10000 МПа і досягає свого максимуму, порядку 11000 МПа, у зоні 3, що характеризується перетинанням двох сусідніх проходів ТФО. У цьому зв’язку, дана ділянка “білого” шару може бути названа ділянкою зміцнення в силу високого рівня твердості. Так, глибина цієї ділянки може змінюватися в різних її зонах і досягає максимуму в середній частині (зона 2), що у свою чергу пояснюється існуванням у даній зоні максимального теплового потоку в деталь [3]. Таким чином, глибина ділянки зміцнення в зоні 1 досягає 0,54 мм, у зоні 2–0,55 мм, у



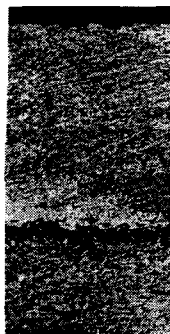
зоні 3–0,60 мм.

Ділянка основного металу розташована в нижній частині зразків що досліджуються. Вона має голчасту структуру яка може бути ідентифікована як мартенситна структура, яка викликана попередньою термічною обробкою яка полягала в загартуванні й низькотемпературному відпуску. Тому рівень твердості даної ділянки досягає 5300 МПа. Ці дві ділянки з'єднуються досить тонким прошарком з більш темною структурою іншого типу, з мінімальним рівнем твердості. Твердість тут знижується до рівня 3000–3500 МПа, що дозволяє назвати її ділянкою знеміцнення. Такий низький рівень твердості може бути пояснений поширенням на цю глибину температур відпуску, а структура відповідає сорбіто- і трооститоподібний.

Аналіз мікроструктури та мікротвердості перерізу деревообробних ножів, які після ТФО піддавалися чистовій обробці, показує, що структура має той самий вигляд що й у випадках без чистової обробки (рис. 4). Однак, навіть при візуальному спостереженні можна побачити суттєве покращення чистоти поверхні, що оброблювалася (рис. 2, 4).



× 250 (×0,5)



× 400 (×0,5)

Рис. 4. Мікроструктура поперечного перерізу деревообробного ножа зі сталі 65Г після ТФО та чистової обробки в зоні 2.

Також слід зауважити, що рівень твердості та мікроструктура поверхневого “білого” шару залишаються практично не зміненими, а глибина цього шару стає менше саме на стільки, на скільки була проведена чистова обробка (див. рис. 5). Рівень твердості та структура інших зон такі ж самі, як у випадку без чистової обробки.

Аналіз мікроструктури та мікротвердості перерізу деревообробних ножів, які після ТФО піддавалися чистовій обробці та низькотемпературному відпуску, показує, що структура має той самий вигляд що й у випадках без чистової обробки та низькотемпературного відпуску. Збережено приблизно такий же рівень твердості, а його незначне зниження пояснюється процесами відпуску структури мартенситу “білого” шару (що перетворює його в структуру мартенситу відпуску “білого” шару). Глибина “білого” шару залишається такою ж як і після чистової обробки.

Під час дослідження якості поверхні після ТФО, та вивчення впливу на неї

чистої обробки були отримані деякі результати, що представлені у таблиці 1. Порівняння цих результатів для випадків після ТФО та після ТФО з наступною чистою обробкою, дозволяє оцінити ступінь впливу чистої обробки на покращення якості поверхні, що є одним з ключових питань цього дослідження.

Так, аналіз показників шорсткості поверхні дозволяє стверджувати, що після чистої обробки якість поверхні суттєво поліпшується у порівнянні з якістю поверхні після ТФО. Це показано на рис. 7. При цьому рівень шорсткості знизився в 5–8 разів, що практично дорівнює якості поверхні у вихідному стані.

Окрім того слід зауважити, що якість поверхні яку можна отримати під дією чистої обробки після ТФО може бути покращена ще більше за умов використання чистої обробки, яка здійснюється абразивним диском з меншою зернистістю.

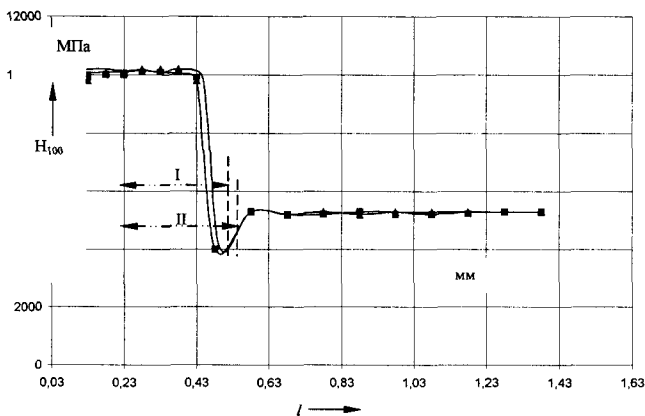


Рис. 5. Графік розподілу мікротвердості по глибині деревобробного ножа зі сталі 65 Г після ТФО та чистої обробки: I – глибина зміцнення в зоні 2; II – глибина зміцнення в зоні 3.

Дані для порівняння характеристик шорсткості зразків наведені у табл. 1.

Таким чином, дослідження мікроструктури усіх зразків показали, що під дією ТФО в структурі поверхневого шару мають місце перетворення які проявляються у формуванні структури із зміненою формою і розміром зерна, яку ми називаємо структурою “білого” шару. Ця структура більшою частиною складається з дрібнозернистого мартенситу деформації і має невелику частку карбідів, що виявлено у попередніх дослідженнях. Дослідження мікротвердості усіх зразків показали, що “білий” шар, який формується під дією ТФО, має надвисокі показники твердості, які також наведені в табл. 1. В результаті чистої обробки, яка поліпшує якість поверхні, не спостерігається суттєвих змін, як у мікроструктурі, так і в мікротвердості “білого” шару. Деяке падіння мікротвердості після чистої обробки може спостерігатися внаслідок незначного нагріву поверхні, що еквівалентно впливу низькотемпературного відпуску. А зменшення глибини зміцнення, в цьому випадку, характеризується зняттям певного слою металу для отримання необхідної чистоти поверхні.

Таблиця 1

Результати дослідження впливу чистової обробки та низькотемпературного відпуску на структуру та властивості деревообробного ножа зі сталі 65Г, після ТФО

Марка сталі	Режим попередньої термічної обробки	Мікротвердість та мікро-структура поверхневого "білого" шару, МПа			Шорсткість поверхні, при $L_c = 0,25$ мм, мкм			Глибина "білого" шару, мм			
		Режим ТФО			Вихідна структура	Після ТФО		Після ТФО	Після ТФО та чистової обробки		
		Після ТФО	Після ТФО та чистової обробки	Після ТФО, чистової обробки та низько-температурного відпуску		Після ТФО	Після ТФО та чистової обробки		Після ТФО та чистової обробки	Після ТФО, чистової обробки та низько-температурного відпуску	
Сталь 65Г	Загартовування - 790°C, у воді, низькотемпературний відпуск - 180°C, на повітрі $S = 30$ мм/с; $t = 0,7$ мм	11000	11000	11000	Деформований зернистий мартенсит	$Ra = 0,2$ $Rq = 0,32$ $Rz = 1,4$	$Ra = 1,82$ $Rq = 2,38$ $Rz = 7,0$	$Ra = 0,22$ $Rq = 0,42$ $Rz = 0,7$	Зона 1 = 0,54 Зона 2 = 0,55 Зона 3 = 0,60	Зона 2 = 0,45 Зона 3 = 0,55	Зона 2 = 0,45 Зона 3 = 0,55
		Деформований зернистий мартенсит									

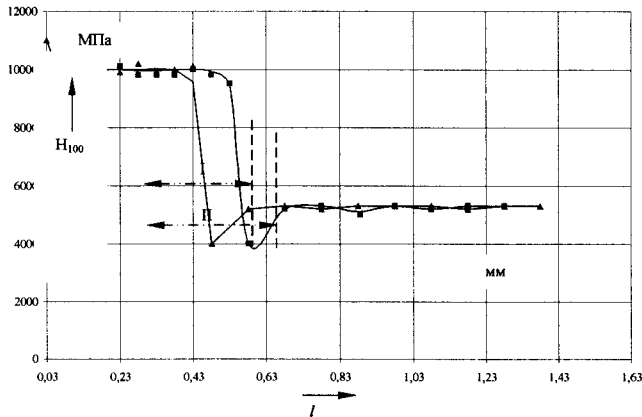


Рис. 6. Графік розподілу мікротвердості по глибині дереваобробного ножа зі сталі 65Г після ТФО, чистової обробки та низькотемпературного відпуску: I – глибина зміцнення в зоні 2; II – глибина зміцнення в зоні 3.

Низькотемпературний відпуск, який було проведено після чистової обробки, переважно для часткового зняття внутрішніх залишкових напружень, фактично не змінив рівень твердості “білого” шару. При цьому глибина зони зміцнення залишилася приблизно на тому ж рівні. Результат порівняння характеристик мікротвердості та глибини зміцнення на трьох етапах обробки: 1) після ТФО; 2) після ТФО та чистової обробки; 3) після ТФО, чистової обробки і низькотемпературного відпуску наведено.

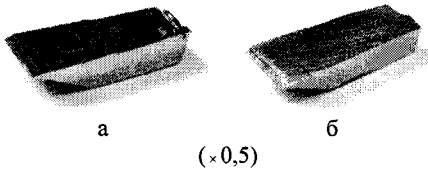


Рис. 7. Макроструктура поверхні зразків – деревообробних ножів зі сталі 65Г: а – після ТФО; б – після ТФО та чистової обробки.

Таким чином, дане дослідження дозволило підтвердити ефективність чистової обробки і низькотемпературного відпуску після ТФО та надати рекомендації щодо включення їх до технологічного процесу обробки деревообробних інструменту.

#### Список літератури

1. Сизій Ю.А., Погребной Н.А., Гуцаленко Ю.Г., Волков О.А. Упрочнение методом термофрикционной обработки материалов, применяемых в деревообрабатывающей промышленности // Вестник ХДТУ Сільського господарства – Харьков. – 2004. – Вып. 26. – С. 150–156.
2. Сизій Ю.А., Погребной Н.А., Гуцаленко Ю.Г., Волков О.А. Упрочнение деревообрабатывающих ножей из стали 65Г методом термофрикционной обработки // XII Міжнародна науково-практична конференція “Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров’я”. – Секція № 6. “Новые материалы и технологии в процессах горячей обработки металлов”. – Харків. – 2004. – С. 24.
3. Сизій Ю.А., Погребной М.А. Температурне поле на кромці поверхні яка зміцнюється тертям. – Вісник ХДТУ Сільського господарства. – Харків. – 2002.

#### Аннотация

##### Исследования структуры стали после ТФО и чистового шлифования

*В работе показано влияние параметров чистового шлифования после ТФО на структуру обработанной стали 65Г*

#### Abstract

##### Researches of structure began after TFO and fair grinding

*In work influence of parameters of fair grinding after TFO on structure of the processed steel 65G is shown.*

## УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА РАСТАЧИВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ С ПРЕРЫВИСТОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Линчевский П.А., докт. техн. наук, Оргиан А.А., докт. техн. наук,  
Онищенко С.М.

(Одесский национальный политехнический университет)

*Проведен теоретический анализ устойчивости процесса растачивания отверстий с прерывистой поверхностью. Определены области устойчивой работы режущего инструмента при растачивании.*

Тонкое растачивание как финишная операция часто выполняется на отверстиях с прерывистой поверхностью. Такая поверхность образуется при наличии пазов, выборок, а также при пересечениях обрабатываемого отверстия с другими. Периодическое повторение врезания и выхода инструмента является дополнительным возмущающим фактором, вызывающим при прерывистом резании колебания более высокого уровня, чем при непрерывном резании. Прерывистость обрабатываемой поверхности приводит к периодическому разрыву связей между элементами системы станка. Поэтому замкнутая динамическая система становится системой с переменными характеристиками. Если нарушить состояние равновесия такой системы, то будут совершаться своеобразные колебания: их нельзя назвать свободными, поскольку в системе периодически изменяется один из ее параметров; но их нельзя назвать вынужденными, так как внешнее воздействие не представляет собой возмущающей силы, а входит в составную часть уравнения движения. Такие динамические системы, в которых возбуждаются или усиливаются колебания за счет изменения их параметров, обычно называются параметрическими колебательными системами, а колебания - параметрическими.

В некоторых областях частот возбуждения амплитуды параметрических колебаний монотонно возрастают. Это явление параметрического резонанса опаснее обычного резонанса, который наступает только при одной частоте возмущающей силы и при любых, в том числе и нулевых начальных условиях.

Параметрический резонанс возникает при бесчисленном множестве значений частоты возбуждения в результате появления неизбежных начальных возмущений. При этом отношение частоты колебаний к частоте изменения параметра ( $p/w$ ) может равняться  $\frac{1}{2}$ ;  $1$ ;  $\frac{3}{2}$ ;  $2$ ;  $\frac{5}{2}$  и т.д.

Известно, что колебания при тонком растачивании консольными борштангами являются одним из существенных факторов, влияющих на точность обработки и ограничивающих технологические возможности отделочно-расточных станков [1]. Поэтому в настоящей работе была поставлена цель - учесть при расчетах металлорежущих станков и технологических операций особенности, возникающие при прерывистом резании.

Задача динамического расчета станка при обработке прерывистой поверх-

ности имеет ряд существенных отличий, которые должны найти свое отражение в расчетной схеме. Определяющим признаком замкнутой динамической системы станок - резание при такой обработке является нестационарность исследуемой системы: чередуются во времени замкнутые и незамкнутые состояния вследствие периодических прерываний процесса резания. Таким образом, динамическая система станка испытывает влияние параметрических возмущений. Прерывистость обрабатываемой поверхности приводит также к внешним воздействиям на рабочие процессы (изменениям настройки), периодически повторяющимся в моменты врезания и выхода. Названные особенности исследуемой динамической системы приводят к тому, что потеря устойчивости в ней может возникать не только из-за наличия обратных связей, но и из-за периодического изменения параметров.

Следует отметить также, что расчетная схема должна учитывать основные формы колебаний отделочно-расточного станка, а динамическая характеристика резания - отражать отличительные особенности процесса тонкого растачивания прерывистых поверхностей.

Известно [2], что типичной формой колебаний, возникающих при обработке на отделочно-расточных станках, является изгибная форма колебаний подсистемы шпиндель - борштанга. Этой форме соответствует частота, весьма близкая к основной частоте изгибных колебаний борштанги. Обычно значения частот находятся в интервале от 100 до 1500 Гц, причем меньшие значения соответствуют длинным борштангам большего диаметра. Декремент колебаний подсистемы шпиндель - борштанга лежит в пределах от 0,05 до 0,2, возрастая с уменьшением длины и увеличением диаметра борштанги.

Если принять, что жесткость подсистемы деталь - приспособление высока, то удовлетворительное совпадение с экспериментальными данными о границах устойчивости и вынужденных колебаниях достигается введением эквивалентной упругой системы с одной степенью свободы, причем ее жесткость -  $C$ , собственная частота —  $p$ , и демпфирование  $h$  должны совпадать с характеристиками реальной упругой системы.

Расчетная схема замкнутой динамической системы станка составлена на базе основных положений теории динамики станков [3] (рис.1). Эквивалентная упругая система (ЭУС) и процесс резания (ПР) являются стационарными элементами замкнутой динамической системы станка, испытывающими воздействие

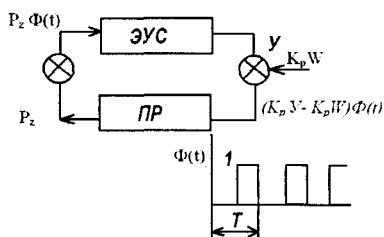


Рис.1. Замкнутая динамическая система при прерывистом резании.

внешних возмущений  $f(t)$  и  $y_i(t)$ . Нестационарность описывается умножением выходов стационарных звеньев на кусочно-постоянную периодическую функцию  $\Phi(t)$ , период изменений которой не больше периода вращения шпинделя. Приняв, что соответствующие силы резания связаны соотношением

$$P_y = \mu P_z,$$

где  $\mu$  - коэффициент трения стружки о

переднюю грань, запишем уравнения движения по направлениям главных осей жесткости

$$\begin{aligned} p_1^{-2} \ddot{z} + p_1^{-2} 2h_1 \dot{z} + z &= k_1 P_z \Phi(t) + f_1(t) k_1; \\ p_2^{-2} \ddot{y} + p_2^{-2} 2h_2 \dot{y} + y &= \mu k_2 P_z \Phi(t) + f_2(t) k_2; \\ T_p \dot{P}_z + P_z &= (-k_p y + k_p W) \Phi(t), \end{aligned} \quad (1)$$

где  $\Phi(t)$  - функция времени периода  $2\pi/w = (l_n + l_a)/v$ , определяемая для случая равномерно расположенных пазов соотношениями

$$\Phi(t) = \begin{cases} 0 & \text{при } i \frac{l_n + l_a}{v} \leq t \leq i \frac{l_n + l_a}{v} + \frac{l_n}{v} \\ 1 & \text{при } i \frac{l_n + l_a}{v} + \frac{l_n}{v} \leq t \leq (i+1) \frac{l_n + l_a}{v} \end{cases}, \quad i = 0, 1, 2, \dots,$$

здесь  $p_{1,2}$  - собственные круговые частоты,  $h_{1,2}$  - коэффициенты демпфирования,  $k_{1,2}$  - коэффициенты податливости,  $f_{1,2}$  - внешние силовые возмущения,  $w$  - толщина среза,  $v$  - скорость резания,  $k_p$  - коэффициент резания,  $T_p$  - постоянная времени стружкообразования,  $l_n$  - ширина паза,  $l_a$  - ширина выступа.

Система уравнений (1), описывающая колебания в замкнутой динамической системе станка, представляет собой систему обыкновенных линейных дифференциальных уравнений 5-го порядка с переменными коэффициентами. Следует отметить, что точное аналитическое решение такой системы неизвестно. Поэтому были изучены условия устойчивости решений при таких допущениях: 1) колебания, развивающиеся по нормали к обрабатываемой поверхности, являются определяющими; 2) при тонком растачивании, проводимом на больших скоростях, толщина срезаемого слоя мала, и постоянная времени стружкообразования оказывается малой. Первое допущение позволяет рассматривать колебания по  $y$ , второе - принять стационарную характеристику процесса резания. Применяя подстановку Эйлера

$$y(t) = U(t) e^{-\frac{b}{2m}t},$$

и проведя некоторые преобразования, от уравнений (1) переходим к уравнению

$$\begin{aligned} \ddot{U} + p_0^2 [1 - 2v\Phi_1(t)]U &= 0, \\ \Phi_1(t) &= \begin{cases} 1 & \text{при } iT < t < iT + \Delta T, \\ -1 & \text{при } iT + \Delta T < t < (i+1)T, \end{cases} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\text{где } p_0^2 = \frac{c_2}{m} + \frac{k_{p1}}{2m} - \frac{b^2}{4m^2}, \quad k_{p1} = \mu k_p; \quad 2v = \frac{k_{p1}}{2mp_0^2}; \quad b = 2h_2 m; \quad m = \frac{c_2}{p_2^2}.$$

Выражение (2) представляет собой уравнение Хилла в стандартной форме.

Для частного случая уравнения Хилла, когда  $\Phi_1(t)$  представляет собой кусочно-постоянную функцию специального вида

$$\Phi_1(t) = \begin{cases} 1 & \text{при } iT < t < i\left(T + \frac{\Delta t}{2}\right), \\ -1 & \text{при } i\left(T + \frac{\Delta t}{2}\right) < t < (i+1)T, \end{cases}$$

условия устойчивости решения исследованы точным методом - методом сшивания.

Пользуясь условиями периодичности решений и сшивания, нами получено условие устойчивости в общем случае, когда жесткость системы изменяется по кусочно-постоянному закону с произвольным промежутком времени  $\Delta t$ .

Введя безразмерные параметры  $p/w$  - отношение частоты колебаний системы с постоянной жесткостью к частоте возмущения (частоте колебаний жесткости);  $q = \frac{\Delta t}{T}$  - характеристика формы параметрического возбуждения;

$2v = \frac{k_{p1}}{2mp^2}$  - коэффициент возбуждения,  $m$  - приведенная масса, и, опуская

промежуточные преобразования, запишем условие устойчивости в виде

$$|N| = \cos \left\{ \frac{2\pi}{w} p \left[ \sqrt{1+2v} + q(\sqrt{1+2v} - \sqrt{1-2v}) \right] \right\} - \frac{1 - \sqrt{1-(2v)^2}}{\sqrt{1-(2v)^2}} \sin \left[ \frac{2\pi}{w} qp\sqrt{1-2v} \right] \sin \left[ \frac{2\pi}{w} p(1-q)\sqrt{1+2v} \right] < ch \left( \delta \frac{p}{w} \right),$$

где  $\delta$  - логарифмический декремент колебаний.

Для построения областей параметрической устойчивости была составлена программа расчетов. Рассмотрим пределы варьирования параметров.

Частота параметрического возбуждения может изменяться в широких пределах. Если за один оборот резание прерывается несколько раз, то отношение частот  $p/w$  может попасть в наиболее опасную резонансную зону, соответствующую малым значениям этого отношения. Так, для борштанги с собственной частотой 200 Гц при восьми прерываниях резания за оборот  $p/w = 1$ , если частота вращения становится равной 25 Гц, что соответствует 1500 об/мин. Важно исследовать и условие параметрического возбуждения при больших значениях  $p/w$ , так как при  $1 - 2^x$  прерываниях резания за оборот, частоте вращения 20 - 25 Гц и собственных частотах борштанги 500 - 600 Гц значение  $p/w$  может попасть в интервал 5 - 20.

Значения коэффициента  $q$  зависят от соотношения между интервалом прерывания резания  $\Delta t$  и периодом параметрического возмущения  $T = \frac{2\pi}{w}$ . Величина

этого коэффициента может изменяться от нуля до единицы в зависимости от формы обрабатываемой детали (ширины пазов, диаметра отверстий, их относительного расположения).



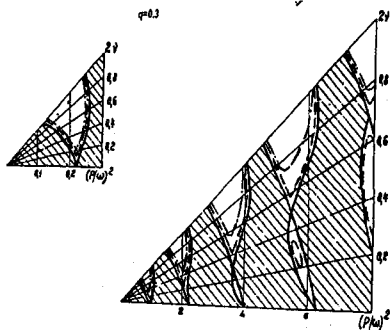


Рис.2. Влияние демпфирования на устойчивость:

- $\delta=0,05$ ;
- .-.-  $\delta=0,2$ ;
- $\delta=0$ .

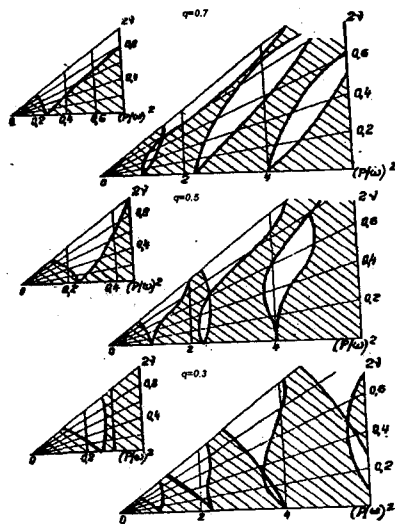


Рис. 3. Влияние формы параметрического возбуждения на устойчивость.

Значение коэффициента возбуждения  $2\nu$  зависит от коэффициента резания  $K_p$  и жесткости упругой системы. Для тонкого растачивания характерны малые значения  $2\nu = (0 - 0,4)$ .

Логарифмический декремент колебаний  $\delta$  для отделочно-расточных станков изменяется в пределах  $0,05 \div 0,25$ . В расчетах приняты минимальные и средние значения  $\delta$ , а также  $\delta = 0$ .

Некоторые результаты расчетов приведены в виде графиков областей неустойчивости, построенных в плоскости, где за абсциссы приняты значения  $(p/w)^2$ , а угол наклона луча равен  $2\nu$  (рис.2-3). Заштрихованы на рисунках области устойчивости. Первая область неустойчивости (область главного параметрического резонанса) показана в увеличенном масштабе.

Для характеристики влияния демпфирования на положение границ областей неустойчивости удобно пользоваться понятием критического коэффициента возбуждения (минимальное значение коэффициента возбуждения, при котором возможно возникновение параметрического резонанса) -  $2\nu^*$  (табл 1).

Установлено, что форма параметрического возмущения существенно

Таблица 1

$(p/w)^2$	$2\nu^*$			
	$\delta = 0,05$		$\delta = 0,2$	
	$q=0,5$	$q=0,3$	$q=0,5$	$q=0,3$
0,15	0,01	0,03	0,1	0,15
1	0,19	0,06	0,36	0,2
2,25	0,07	0,08	0,71	0,35
4	0,18	0,34	0,4	0,52
6,25	0,19	0,2	0,58	0,64
9	0,2	0,19	-	0,74

влияет на положение области устойчивости. Это влияние тем больше, чем больше коэффициент  $2\nu$ , и в общем случае одинаково для всех областей. Если принять  $q = 0,5$  за основное, то уменьшение  $q$  приводит к повороту областей неустойчивости влево, т.е. с ростом  $\nu$  параметрический резонанс возникает при больших значениях частоты возмущения  $\omega$ , чем в основном случае. Когда  $q$  становится больше  $0,5$ , области неустойчивости поворачиваются вправо. Изменение формы параметрического возмущения изменяет также и конфигурацию областей: точки самопересечения границ областей неустойчивости могут исчезать. Изменение  $q$  приводит, например, к тому, что при больших коэффициентах возбуждения в данной области неустойчивости возникает параметрический резонанс при таких значениях  $p/\omega$ , которые при малых  $\nu$  соответствуют соседним областям. Рост  $q$  при больших значениях  $\nu$  вызывает расширение диапазона опасных значений  $p/\omega$ .

Установлено, что с ростом логарифмического декремента колебаний  $\delta$  области устойчивости расширяются. Рост демпфирования неодинаково сказывается на разных областях неустойчивости: меньше всего рост демпфирования влияет на границы первой области неустойчивости. Важной особенностью рассматриваемой системы с кусочно-постоянным возмущением является немонотонное изменение  $\nu^*$  с ростом номера области неустойчивости.

#### Список литературы

1. Линчевский П.А., Джугурян Т.Г., Оргиян А.А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках. – К.: Техніка, 2001. – 300 с.
2. Копелев Ю.Ф., Оргиян А.А., Прик Ю.В. Колебания консольных борштанг при истечении воздуха в зону резания // Металлорежущие станки: Респ. межвед. науч.-техн. сб. – К.: Техніка, 1982. – Вып.10. – С. 6-9.
3. Кудинов В.В. Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с.
4. Линчевский П.А., Оргиян А.А., Онищенко С.М. Тонкое растачивание отверстий с прерывистой поверхностью. – Физические и компьютерные технологии. – Труды 11-й Международной научно-технической конференции. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2005. – С. 48-52.

#### Анотація

##### Стійкість процесу розточування отворів з переривчастою поверхнею

*Проведено теоретичний аналіз стійкості процесу розточування отворів з переривчастою поверхнею. Визначено області сталій роботи різального інструменту при розточуванні.*

#### Abstract

##### Stability of process to processing of apertures with the faltering surface

*The theoretical analysis of stability of process to processing of apertures with a faltering surface is lead. Areas of steady work of the cutting tool are determined at processing.*

## КОМПЬЮТЕРНЫЕ СЕТИ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ В НАУЧНОМ И ОБРАЗОВАТЕЛЬНОМ ПРОСТРАНСТВЕ

**Крюк А.Г., канд. техн. наук, Браташевский А.Ю., канд. техн. наук,  
Дитиненко С.А., канд. техн. наук, Дудко П.Д., канд. техн. наук**  
*(Харьковский национальный экономический университет)*

*Приведена характеристика компьютерных сетей и перспективы их развития в Украине.*

В университетах США разработана концепция информационной компьютерной сети Yrid [1].

Формально авторами концепции Yrid считаются Ян Фостер из Арагонской национальной лаборатории Чикагского университета и Карл Кессельман из Института информатики Университета Южной Калифорнии. Именно они в 1998 году впервые предложили термин Yrid-компьютинг для обозначения универсальной программно-аппаратной инфраструктуры, объединяющей компьютеры и суперкомпьютеры в территориально-распределенную информационно-вычислительную систему. Согласно их определению, ставшему уже классическим, «Yrid-согласованная, открытая и стандартизованная среда, которая обеспечивает гибкое, безопасное, скоординированное разделение ресурсов в рамках виртуальной организации».

Обычно слово «компьютинг» или «мегакомпьютер» употребляется тогда, когда на основе отдельных компьютеров строятся системы более высокого уровня. Слово «компьютинг», можно надеяться, заменит эквивалентную ему фразу: «услуга на выполнение вычислений или обработки данных на компьютере».

В Европе действует пан европейская научно-образовательная компьютерная сеть YEANT.

Первая попытка присоединения Украины к этой сети на государственном уровне была предпринята в 2002 году. Ученые Украины тогда были озадачены сенсационным известием, что наша наука получит информационный канал, напрямую соединяющий нас с научной Европой. Многие из исследователей, к тому времени оказавшиеся на обочине мировой науки, не в полной мере осознавали важность такого мероприятия. Тогда даже для чиновников из президиума НАНУ Интернет еще не был свободно доступен. Сознвая важность мероприятия для украинской науки, на подписание документов в Вену прибыл президент Л.Д. Кучма с почти полным составом Кабинета министров и многими советниками и помощниками. Телевидение напрямую транслировало церемонию подписания соглашения президентами Украины и Австрии с австрийской сетью ACON о временном доступе к YEANT. При этом Австрия сделала жест доброй воли – бесплатно предоставляла возможность доступа украинским ученым к богатствам европейской науки.

Однако реализовать предоставленные возможности этого очень важного

мероприятия не было возможности. Отрицательную роль в этом деле сыграл «укртелеком», который был оператором этого канала и предоставлял подключение научным институтам и университетам по одному ему понятным принципам. В результате скоростной канал в Европу (на то время – 34 мегабита в секунду) использовался едва на 5-10% своей пропускной способности, а скорость подключения к YEANT у конечного пользователя была на порядок меньше, чем скорость коммерческого подключения к Интернету. Абсурдность такого способа использования привела к тому, что через два года Украину от YEANT отключили.

Второй раз присоединение Украины к информационному пространству Европы произошло 27 июня 2007 года в Лондоне. Подписано соглашение о присоединении украинской научно-образовательной телекоммуникационной сети «УРАН» к паневропейской научно-образовательной сети YEANT 2 (теперь с приставкой «2»). Свои подписи на этом документе поставили генеральный директор компании – оператора YEANT 2 Ганс Доббелинг и председатель совета Ассоциации пользователей научно-образовательной телекоммуникационной сети «Уран» профессор Юрий Якименко. Это событие эксперты оценивают как важнейший шаг к интеграции Украины в информационное пространство Европы и доступ к научным и информационным ресурсам: электронным библиотекам, базам данных и знаний, информационным поисковым системам, к отдельным центрам суперкомпьютерных вычислений и научных данных, ресурсам дистанционного обучения.

Видимо, на сей раз украинские ученые и педагоги получают возможность пользоваться новейшими информационными достижениями Европы.

Когда в 1998 году по инициативе «КПИ» технические университеты Киева, Харькова, Днепропетровска, Донецка, Одессы вместе с Национальной академией наук взялись создавать специальную научно-образовательную сеть, возникли сомнения в ее необходимости. И все же они продолжили строить свою национальную компьютерную сеть.

Тогда гранты Европейского сообщества, научного комитета НАТО, компании Cisco плюс государственные средства позволили субсидировать строительство сети. Сегодня вопрос о наличии национальной научно-технической сети уже не стоит, потому что в Европе создана YEANT 2, объединяющая более 30 научно-образовательных сетей европейских стран и обязательным условием присоединения к ней является наличие национальной сети.

Итак, хотя действия украинских сообществ не были очень последовательным, они в целом оказались действиями в правильном направлении. «Уран» – это не только общие каналы, но и общая идеология, куда входят и система электронных библиотек, и система тренинга сетевых администраторов. Недавно сюда подключили украинскую систему «Освіта», систему информирования по вопросам просвещения – это масштабная идеология для большого круга пользователей. Например, когда возникла проблема создания электронных библиотек, встал вопрос, а на каких программных продуктах реализовать эту задачу?

Причем выяснилось, что в Украине много библиотек без электронного

оборудования, а некоторые библиотеки пользуются различными продуктами. Поэтому, отсутствие единой идеологии при развитии библиотечного дела заставило организовывать центр для подготовки специалистов в области новейших библиотечных технологий.

Много проблем также возникло при организации дистанционного образования. На базе «Урана» созданы региональные центры, которые следует наполнить базами данных.

Необходимо отметить, что без технических университетов – и в первую очередь Национального технического университета Украины «КПИ», который взял на себя основные расходы при отсутствии бюджетного финансирования – многие вопросы решить было бы невозможно. Недавно университет сделал еще одно важное дело – в «Уран» установлен суперкомпьютер, который интегрирован в сеть и доступен для всех академических учреждений.

Кстати, достигнута договоренность об объединении информационных возможностей Института теоретической физики и Кибцентра НАНУ. Национальная академия Украины получила бюджетные средства, которые направила на строительство информационного канала по маршруту Рава Русская – Львов – Киев – Харьков. Пока он достроен до границы с Польшей. Сейчас мы имеем 155 мегабит в секунду – пока этого достаточно, но в ближайшее время потребуются гораздо больше и когда канал будет достроен со стороны Польши, мы бы хотели его использовать сообща – канал для НАНУ построило государство и его надо использовать совместно.

Теперь, когда мы подключились к YEANT 2, важно, что технологии, которыми будут пользоваться наши потребители, более высокие и современные. Украинские университеты, ННК будут подтягиваться к этому уровню, опираясь на единую идеологию, единую систему и это станет интеграцией в Европу украинских учебных и научных учреждений. Ближайшая к Украине точка присутствия YEANT 2 находится в Польше в Познани. В рамках соглашения нам это подключение в Познани предоставляют бесплатно. Наши коллеги из польской научно-образовательной сети PIONIER любезно предоставляют участок канала Познань-Варшава также бесплатно. За канал дальше Украина должна приплачивать.

Конечно, для выработки пристойных экономических условий пользования сетью нужна государственная поддержка, поскольку нигде в мире научно-образовательная сеть не работает без такой поддержки [2].

В заключение следует подчеркнуть, что вне зависимости от того, является ли кто-нибудь членом сети «Уран» или нет, предоставляется возможность всем украинским научным и образовательным учреждениям пользоваться возможностями YEANT 2.

Кроме того, на базе наших суперкомпьютеров организовано хранилище данных и таким образом мы стали украинским филиалом Мирового центра данных. Это выводит достижения наших ученых в мир и, наоборот, делает доступными достижения иностранных ученых для нас.

Значительным событием последнего времени, явилась ежегодная конференция «Современные решения для высокопродуктивных вычислений», посвя-

щенная технологиям, аппаратному и программному обеспечению мощных вычислительных кластеров и суперкомпьютеров, которая состоялась 18 октября 2007 года в Киеве. На ней были представлены сетевые YRID-технологии для высокопродуктивных вычислений [3, 4].

В конференции приняли участие специалисты ведущих компаний мира, институтов, Национальной академии наук и университетов Украины.

В докладах сообщалось о предстоящей интеграции работ по YRID-технологиям, проводимых организациями МОН и НАН Украины, и о совместной разработке Национальной YRID-инфраструктуры, представленной в Европейском проекте EYI – EYEE по Седьмой рамочной программе ЕС.

На конференции участники ознакомились с выпуском седьмой редакции списка «Тор-50» самых мощных компьютеров СНГ, который готовят научно-исследовательский вычислительный центр МГУ имени М. Ломоносова и Межведомственный центр РАН.

Седьмая редакция списка продемонстрировала дальнейший устойчивый рост производительности самых мощных компьютеров СНГ. Суммарная производительность систем на тесте выросла с 468 триллионов операций в секунду (TFLOP/S) до 61,6 TFLOP/s.

В лидеры списка попал суперкомпьютер «СКИФ Cyberia» компании «Т-Платформы», установленный в Томском государственном университете, с производительностью на тесте Linpack 9 TFLOP/s.

Касааясь списка суперкомпьютерных сетей Украины необходимо указать, что на шестое место с седьмого в предыдущей редакции списка поднялся суперкомпьютер «ПНВП-ЮСТАР», установленный в НТУУ «КПИ» (Киев), производительностью 3,1 TFLOP/s.

Количество компьютеров «терафлонного диапазона» на территории СНГ за прошедшие полгода увеличилось с 9 до 13, а нижняя граница первой десятки по производительности выросла с 0,8 TFLOP/s до TFLOP/s.

Следует отметить, что второй год в список самых мощных суперкомпьютеров СНГ входят только кластеры, вытеснившие суперкомпьютеры с общей памятью. Продолжается рост количества систем, используемых в области науки и образования, а также систем, ориентированных на конкретные прикладные исследования. В то же время уменьшается количество систем, расположенных на промышленных предприятиях и в финансовой сфере.

Следующая восьмая редакция списка «Тор-50» самых мощных суперкомпьютеров СНГ будет известна в конце марта – начале апреля 2008 года.

### Список литературы

1. Крюк А.Г., Браташевский А.Ю., Дудко П.Д. Научно-технический прогресс, информатизация и проблемы подготовки менеджеров в условиях начала XXI века // Физические и компьютерные технологии. – Труды 13-ой Международной научно-технической конференции. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 43-45.
2. Экономика. Пер. с англ. – К.: Наук. думка, 2006. – 520 с.
3. Цимбалюк Ю.В., Краковська Г.О. Крилаті латинські вислови. – К.: Вища

- шк., 1976. – 360 с.
4. Новый энциклопедический словарь. – М.: Большая Российская энциклопедия: РИ – ПОЛ – Классик, 2005. – 1456 с.

#### **Анотація**

#### **Комп'ютерні мережі й перспективи їхнього розвитку в науковому й освітньому просторі**

*Наведено характеристики комп'ютерних мереж і перспективи їхнього розвитку в Україні.*

#### **Abstract**

#### **Computer networks and prospects of their development in scientific and educational space**

*Characteristics of computer networks and perspectives of their development in Ukraine are resulted.*

## **ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГЛУБИННОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ НАПЛАВКАМИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ**

**Новиков Ф.В., докт. техн. наук, Генералов О.А., Машко А.А.**

*(Харьковский национальный экономический университет,  
ОАО "Азовмаш", г. Мариуполь)*

*В работе приведены результаты исследований температуры образующихся стружек при шлифовании за счет введения в зону резания дополнительной электрической энергии и обоснованы технологические возможности алмазного электроэрозионного шлифования деталей с износостойкими покрытиями металлургического назначения.*

Нанесение на рабочие поверхности деталей машин износостойких покрытий и наплавов является важным фактором повышения их надежности и ресурса работы. В особой мере это относится к восстановлению крупногабаритных деталей металлургического назначения (прокатным валам, контактными поверхностям больших и малых конусов, чаш и воронок засыпных аппаратов доменных печей), работающих в условиях интенсивного износа и трения. Вместе с тем, применение технологии восстановления изношенных поверхностей деталей износостойкими покрытиями и наплавками связано с определенными трудностями, в первую очередь с их механической обработкой, поскольку покрытия и наплавки характеризуются достаточно высокой прочностью и пластичностью и вследствие этого относятся к классу труднообрабатываемых материалов. Как известно, основным методом их обработки является шлифование. Весьма перспективно шлифование алмазными кругами на металлических связках, в частности применение процесса алмазного электроэрозионного шлифования (алмазно-искрового шлифования [1, 2]), основанного на введении в зону резания дополнительной энергии в форме электрических разрядов. За счет ударно-термического разрушения образующихся стружек и металлической связки обеспечивается в процессе шлифования высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке и тем самым снижение силы и температуры резания, повышения качества и производительности обработки. Эффективно также применение шлифования алмазными кругами на металлических связках с их периодической электроэрозионной правкой, поскольку в противном случае (т.е. без электроэрозионной правки) круги быстро засаливаются, затупляются и теряют режущую способность.

В ОАО "Азовмаш" накоплен значительный опыт алмазного шлифования крупногабаритных деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения. Разработаны высокопроизводительные процессы шлифования алмазными кругами на металлических связках. Однако, как показывает практика, для их успешного применения необходимо повысить стабильность работы алмазного круга за счет совершенствования технологии его электроэрозионной



правки на операциях предварительного шлифования при съеме относительно больших припусков (свыше 1 мм).

Целью работы является повышение производительности обработки деталей с износостойкими наплавками и стабильности работы алмазного круга на металлической связке за счет оптимизации механических и электрических параметров режима алмазного шлифования.

**Материалы и результаты исследований.** В работах проф. Новикова Ф.В. [3, 4, 5, 6, 7] для осуществления высокопроизводительного съема больших припусков труднообрабатываемых материалов в условиях предварительного шлифования теоретически и экспериментально обоснована эффективность применения схемы глубинного круглого наружного шлифования периферией алмазного круга на металлической связке с относительно небольшой скоростью вращения обрабатываемых деталей (0,5...5 м/мин), долевой продольной подачей, близкой к единице, и глубиной шлифования, изменяющейся в пределах 0,1...1,0 мм. Доказано, что данная схема обеспечивает наибольшую производительность и наименьшую себестоимость обработки при заданной (предельной) толщине среза отдельным зерном круга, обусловленной прочностью связки и зерна. Такой вывод вытекает из полученной аналитической зависимости для определения максимальной (приведенной вероятностной) толщины среза отдельным зерном круга [3]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{\text{дет}}}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot t \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)} = \sqrt[3]{\frac{630\pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg}\gamma \cdot m \cdot V_{\text{кр}}} \cdot \sqrt{V_{\text{дет}} \cdot \frac{Q}{B}} \cdot \left( \frac{1}{R_{\text{кр}}} + \frac{1}{R_{\text{дет}}} \right)} \quad (1)$$

где  $\bar{X}$  – зернистость круга, м;  $m$  – объемная концентрация зерен алмазного круга (например,  $m=100$  для 100%-ной концентрации зерен круга и т.д.);  $\gamma$  – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна;  $V_{\text{дет}}$ ,  $V_{\text{кр}}$  – соответственно скорости детали и круга, м/с;  $t$  – глубина шлифования, м;  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  – производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $B$  – ширина шлифования, м;  $R_{\text{дет}}$ ,  $R_{\text{кр}}$  – соответственно радиусы детали и круга, м.

Как следует из зависимости (1), уменьшая скорость детали  $V_{\text{дет}}$  появляется возможность увеличения производительности обработки  $Q$  при сохранении постоянной максимальной толщины среза  $H_{max}$ . Увеличение производительности обработки  $Q = B \cdot V_{\text{дет}} \cdot t$  происходит за счет увеличения глубины шлифования  $t$ . Предложенная схема глубинного шлифования показала положительные результаты при обработке изделий из твердых сплавов, в ряде случаев позволила перейти на полную алмазную обработку без применения предварительного шлифования кругами из обычных абразивов. Ее использование позволило повысить качество и производительность обработки. Съем припуска может производиться с производительностью на уровне 20...30 тыс. мм<sup>3</sup>/мин, табл. 1 [3].

Таблица 1

Рекомендуемые условия обработки при круглом наружном алмазном шлифовании твердосплавных инструментов

Тип связки круга	$t$ , мин	$S_{np}$ , м/мин	$V_{дет}$ , м/мин	$V_{кр}$ , м/с	Производительность, мм <sup>3</sup> /мин
M1-01	0,1–0,6	0,045–0,27	1–6	30–40	14000–18000
M1-10		0,09–0,36	2–8		22000–28000
M2-09		0,09–0,36	2–10		24000–30000

Указанная схема глубинного алмазного шлифования также получила применение при обработке крупногабаритных деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения в ОАО “Азовмаш”. Благодаря ее использованию, по данным к.т.н. Рыбицкого В.А., при шлифовании наплавленных материалов твердостью порядка HRC 45 алмазным кругом на металлической связке 1A1 400x40 AC15 250/200 M M1-10 4 (глубина шлифования  $t=0,1...0,3$  мм, скорость детали  $V_{дет}=1,5...5,0$  м/мин; долевая продольная подача 0,5...0,8) может быть реализована относительно высокая производительность обработки – на уровне 20 тыс. мм<sup>3</sup>/мин, что выше производительности шлифования кругами из обычных абразивов. Кроме того, алмазное шлифование повышает качество обработки. В итоге это позволяет успешно применить алмазные круги на металлических связках взамен абразивных кругов из обычных абразивов.

Вместе с тем, как отмечалось выше, процесс глубинного круглого наружного шлифования алмазными кругами на металлической связке протекает достаточно не стабильно. Несмотря на использование электроэрозионной правки, алмазный круг довольно быстро теряет режущую способность и требует продолжительной подготовки его к работе, что в целом снижает эффективность применения прогрессивной схемы глубинного шлифования. В связи с этим требуется проведение дальнейших исследований по оптимизации параметров режимов алмазного шлифования и в особенности условий электроэрозионной правки круга.

Как известно, для эффективного ведения процесса алмазного электроэрозионного шлифования необходимо образующиеся в зоне резания стружки полностью или частично термически разрушить (сжечь) за счет действия электрических разрядов, возбуждаемых в межэлектродном зазоре между алмазным кругом и обрабатываемой деталью от источника технологического тока. Это исключит налипание стружек на рабочую поверхность круга и его засаливание, а также обеспечит термическое разрушение металлической связки алмазного круга, своевременное выпадение изношенных зерен из круга и постоянное поддержание его высокой режущей способности. Для выполнения данного условия необходимо, чтобы энергии электрических разрядов  $\mathcal{E} = I \cdot U \cdot \tau$  было достаточно для нагрева образующихся стружек массой  $m$  до заданной температуры  $\theta$  и их термического разрушения (сгорания):

$$\mathcal{E} = c \cdot m \cdot \theta, \quad (2)$$

где  $I$  – сила тока, А;  $U$  – напряжение, В;  $\tau$  – время нагрева образующейся

стружки за счет протекания в ней электрического разряда,  $c$ ;  $c$  – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/кг·К.

С учетом соотношений  $m = \rho \cdot V = \rho \cdot Q \cdot \theta$  зависимость (2) примет вид:

$$N = c \cdot \rho \cdot Q \cdot \theta, \quad (3)$$

где  $\rho$  – плотность обрабатываемого материала, кг/м<sup>3</sup>;  $V$  – объем стружек, образующихся при шлифовании за время  $\tau$ , м<sup>3</sup>;  $N = I \cdot U$  – мощность электрического тока, Вт.

В итоге получена зависимость для определения мощности тока  $N$ . Она увязывает три основных параметра шлифования:  $N$ ,  $Q$  и  $\theta$ . Задавая два из них, можно рассчитать третий. Например, для заданных значений  $Q$  и  $\theta$  – рассчитать мощность  $N$ , или для заданных значений  $N$  и  $Q$  – температуру нагрева образующихся стружек  $\theta$ , или для заданных значений  $N$  и  $\theta$  – производительность обработки  $Q$ .

Рассматривая в зависимости (3) параметр  $N$  как мощность шлифования, равную произведению тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  и скорости круга  $V_{кр}$ , можно определить энергоемкость шлифования (условное напряжение резания при шлифовании  $\sigma$ ):

$$\frac{N}{Q} = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S_{сум} \cdot V_{кр}} = \sigma, \quad (4)$$

где  $S_{сум}$  – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зёрнами шлифовального круга, м<sup>2</sup>.

Подставляя зависимость (4) в (3), имеем:

$$\sigma = c \cdot \rho \cdot \theta. \quad (5)$$

В итоге пришли к известной зависимости для определения температуры нагрева образующихся стружек при шлифовании [8]:

$$\theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}, \quad (6)$$

считая, что выделяющееся при шлифовании тепло полностью уходит в образующиеся стружки.

Из зависимости (6) вытекает, что температура нагрева образующихся стружек  $\theta$  вполне однозначно определяется условным напряжением резания при шлифовании  $\sigma$ . Чем больше  $\sigma$ , тем больше  $\theta$ . Следовательно, для того чтобы существенно повысить температуру нагрева образующихся стружек  $\theta$  с целью их термического разрушения, необходимо обеспечить увеличение условного напряжения резания при шлифовании  $\sigma$ , которое определяется зависимостью [5]:

$$\sigma = \frac{2\sigma_{сж}}{K_{рез}}, \quad (7)$$

где  $\sigma_{сж}$  – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м<sup>2</sup>;  $K_{рез} = P_z / P_y = ctg(\gamma + \psi)$  – коэффициент резания;  $P_z, P_y$  – соответственно тан-

генциальная и радиальная составляющие силы резания,  $H$ ;  $\gamma$  – отрицательный передний угол режущего зерна круга;  $\psi$  – условный угол трения передней поверхности зерна с обрабатываемым материалом.

Как видно, увеличить  $\sigma$  можно за счет увеличения отрицательного переднего угла режущего зерна круга  $\gamma \rightarrow 45^\circ$ . Тогда угол  $(\gamma + \psi) \rightarrow 90^\circ$ , соответственно  $\text{ctg}(\gamma + \psi) \rightarrow 0$ , а  $\sigma \rightarrow \infty$ . Иными словами, увеличить  $\sigma$ , а следовательно и температуру нагрева образующихся стружек  $\theta$  можно в условиях резания затупленными зернами. Однако, ведение процесса шлифования в таких условиях мало эффективно или даже не эффективно, т.к. при этом происходит резкое увеличение силы резания и соответственно снижение качества и точности обработки. Очевидно, для эффективного ведения процесса шлифования условное напряжение резания  $\sigma$  необходимо уменьшить, уменьшая таким образом температуру нагрева образующихся стружек  $\theta$ . В результате приходим к противоречивому решению. С одной стороны, для того чтобы увеличить температуру нагрева образующихся стружек  $\theta$  и обеспечить их термическое разрушение, условное напряжение резания  $\sigma$  необходимо увеличивать. С другой стороны, с целью снижения силовой напряженности процесса шлифования условное напряжение резания  $\sigma$  следует уменьшать. Естественно, на практике необходимо реализовывать второй случай, т.е. стремиться к уменьшению условного напряжения резания  $\sigma$  за счет уменьшения главным образом отрицательного переднего угла режущего зерна круга  $\gamma$  путем поддержания в процессе шлифования высокой режущей способности алмазного круга (его остроты). Исходя из этого, основным направлением увеличения температуры нагрева образующихся стружек  $\theta$  для их термического разрушения следует рассматривать нагрев стружек за счет подвода в зону резания электрической энергии в форме разрядов, применяя для этого, как отмечалось выше, процесс алмазного электроэрозионного шлифования. Обеспечивая в зоне резания мощность тока  $N$ , определяемую зависимостью (3), можно стабильно поддерживать высокую режущую способность алмазного круга на металлической связке.

Необходимо отметить, что полученная зависимость (6) справедлива для различных методов механической и физико-технической обработки, когда выделяющееся (или подводимое в зону обработки) тепло фактически полностью идет на нагревание удаляемого с поверхности заготовки (в данный момент времени) объема металла и не уходит вглубь поверхностного слоя обрабатываемой заготовки, а также в инструмент. Как показано в работе [8], при шлифовании доля тепла, уходящего в обрабатываемую заготовку, больше доли тепла, уходящего в образующиеся стружки. При лезвийной обработке, наоборот, в образующуюся стружку уходит большая часть тепла – до 80% и свыше. При термомфрикционной обработке в снимаемый в данный момент слой материала также уходит большая часть тепла, чем вглубь поверхностного слоя обрабатываемой заготовки.

Таким образом, приведенная зависимость (3) является универсальной, справедливой при анализе как механического, так и электрического процессов, протекающих при алмазном электроэрозионном шлифовании. На рис. 1 при-

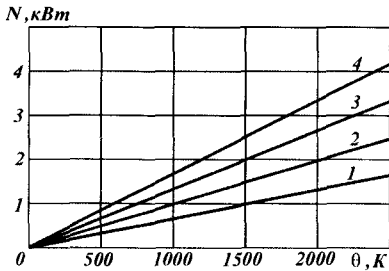


Рис. 1. Зависимость мощности тока  $N$  от температуры нагрева образующихся при шлифовании стружек  $\theta$ : 1 –  $Q=12000$  мм<sup>3</sup>/мин; 2 –  $Q=18000$  мм<sup>3</sup>/мин; 3 –  $Q=24000$  мм<sup>3</sup>/мин; 4 –  $Q=30000$  мм<sup>3</sup>/мин.

ведены расчетные значения мощности тока  $N$  в зависимости от температуры нагрева образующихся при шлифовании стружек  $\theta$  для различных значений производительности обработки  $Q$ . В качестве обрабатываемого материала рассмотрена сталь ШХ15 ( $c \cdot \rho = 5 \cdot 10^6$  Дж/м<sup>3</sup>·К). Как следует из рис. 1, при  $Q=18000$  мм<sup>3</sup>/мин и  $\theta=2500$ К, что приблизительно соответствует условиям эффективного протекания процесса глубинного круглого наружного алмазного электроэрозионного шлифования деталей с износостойкими наплавками, мощность тока  $N$  равна 3,7 кВт. Следова-

тельно, для реализации процесса шлифования необходимо использовать источник технологического тока мощностью до 4 кВт.

**Выводы.** В работе показана эффективность применения схемы глубинного круглого наружного алмазного электроэрозионного шлифования деталей с износостойкими покрытиями (наплавками) металлургического назначения с точки зрения повышения производительности, экономичности и качества обработки. Установлена аналитическая связь между температурой нагрева образующихся стружек с энергоемкостью шлифования (условным напряжением резания) и показана целесообразность термического разрушения образующихся стружек и за счет этого поддержания высокой режущей способности алмазного круга на металлической связке на механическом способом, а путем подвода электрической энергии в форме разрядов в зону резания. Теоретически обоснованы условия эффективного осуществления высокопроизводительного алмазного электроэрозионного шлифования, определена оптимальная мощность источника технологического тока, реализующая эффективную правку алмазного круга.

#### Список литературы

1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. техн. ун-т. – Харьков, 1995. – 56 с.
2. Рыжов Э.В., Клименко С.А., Гуцаленко О.Г. Технологическое обеспечение качества деталей с покрытиями. – К.: Наук. думка, 1994. – 180 с.
3. Новиков Ф.В. Механика круглого алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями и пути ее оптимального управления: Автореф. дис. ... канд. техн. наук 05.03.01/ ИСМ АН Украины – К., 1984. – 21 с.
4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводи-

- тельного алмазного шлифования: Автореф. дис. . . . докт. техн. наук: 05.03.01 / Одес. гос. политехн. ун-т, Одесса, 1995. – 36 с.
5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.
  6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. "Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с.
  7. Якимов О.В., Новиков Ф.В., Якимов О.О. Високопродуктивна обробка абразивно – алмазними інструментами. – Навчальний посібник. – К.: Техніка, 1993. – 152 с.
  8. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК "ФЭД", 2007. – С. 8-20.

#### Анотація

#### **Підвищення ефективності глибинного алмазного шліфування деталей зі зносостійкими наплавленнями металургійного призначення**

*У роботі наведені результати досліджень температури стружок, що утворюються, при шліфуванні за рахунок введення в зону різання додаткової електричної енергії й обґрунтовані технологічні можливості алмазного електроерозійного шліфування деталей зі зносостійкими покриттями металургійного призначення.*

#### Abstract

#### **Increase of efficiency of deep diamond grinding of details with wearproof elements of metallurgical purpose**

*In work results of researches of temperature of formed shavings are resulted at grinding due to introduction in a zone of cutting of additional electric energy and technological opportunities of diamond electroerosive grinding of details with wearproof coverings of metallurgical purpose are proved.*

## УСЛОВИЯ ЭФФЕКТИВНОГО ПРИМЕНЕНИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ

Мануйленко В.М.

(ОАО «Завод «ФИОЛЕНТ», г.Симферополь)

*В работе раскрыта физическая сущность высокоскоростной обработки и обоснованы области ее эффективного применения.*

В настоящее время значительную роль в повышении эффективности производства имеют методы высокоскоростной обработки, которые относятся к числу наиболее прогрессивных технологий. Они широко применяются в приборостроении; при производстве компонентов автомобилей, корпусов для приборов или медицинских устройств; в авиационно-космической промышленности; в инструментальном производстве: при обработке пресс-форм для литья металлов, штампов, пресс-форм для литья пластмасс, графитовых и медных электродов для электроэрозионной обработки, моделей и прототипов матриц и пуансонов.

Высокоскоростная механическая обработка (англ. HSM – High Speed Machining) (BCO) - специальный термин, обозначающий современную технологию изготовления, которую можно отнести к группе технологических методов изготовления путем обработки резанием резцами с определенной геометрией. По основному принципу он не отличается от обычного фрезерования. В нем также с помощью вращающегося режущего инструмента с несколькими определенными резцами (фрезами) снимается (срезается) материал с заготовки. Однако при высокоскоростном фрезеровании скорости резания и подачи в 5-10 раз выше, чем при обычной обработке.

При небольших сечениях среза в данном диапазоне скоростей основная масса тепла концентрируется в стружке, не успевая переходить в заготовку [1, 2, 3]. Именно это позволяет вести обработку закаленных сталей, не опасаясь отпуска поверхностного слоя. Отсюда основной принцип BCO – малое сечение среза, снимаемое с высокой скоростью резания, и соответственно высокие обороты шпинделя и высокая минутная подача.

Для такого материал, как сталь, они составляют обычно от 500 до 1500 м/мин и выше. Для наглядности можно привести пример: фреза диаметром 6 мм имеет скорость вращения примерно 40000 об/мин. Такая высокая скорость резания комбинируется с высокими скоростями подачи, которые повышаются по сравнению с обычной обработкой в 5-10 раз и изменяются в диапазоне от 2 до 20 м/мин. Однако есть области применения, где не возможно достичь высоких скоростей. Тогда говорят о переходной области между высокоскоростным и обычным фрезерованием. Но и здесь достигаются эффекты от применения высокоскоростной обработки.

Главный эффект BCO состоит не в уменьшении машинного времени за счет интенсификации режимов резания, а в повышении качества обработки и

возможности эффективного использования современных станков с ЧПУ. Условием успеха в высокоскоростной обработке может быть правильный выбор всех составляющих факторов, участвующих в этом процессе – станок, система ЧПУ, режущий инструмент, вспомогательный инструмент с системой закрепления инструмента, система программирования, квалификация технолога-программиста и оператора станка с ЧПУ. Пренебрежение одним из этих составляющих может свести к нулю все предыдущие усилия.

Основной принцип высокоскоростной обработки состоит в том, что при очень высокой скорости резания происходит значительное увеличение температуры в зоне резания, и обрабатываемый материал становится мягче. Высокоскоростное фрезерование базируется, прежде всего, на сокращении количества тепла, возникающего при обработке резанием, которое снижает стойкость инструмента.

Для получения детали точной заданной формы в процессе окончательной чистовой обработки режимы резания необходимо выбирать таким образом, чтобы обеспечить минимально возможный перенос тепла резания в обрабатываемую деталь.

При выборе оптимальных режимов резания можно обеспечить такие условия обработки, при которых температура поверхности резания соответствует начальной температуре. Именно поэтому обращаются к высокоскоростной обработке, рис. 1. Есть даже такая рекомендация, что глубина резания не должна превышать 10% диаметра фрезы. Располагая возможностью осуществления лезвийной обработки закаленных сталей, можно обеспечить качество поверхности, соизмеримое с электроэрозионной обработкой.

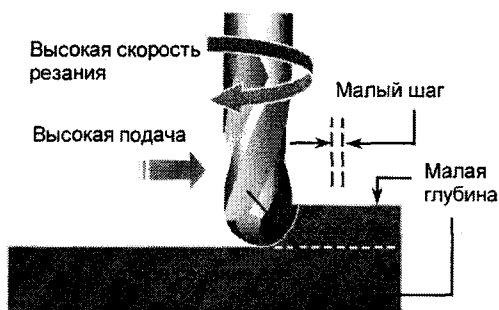


Рис. 1. Принципиальная схема осуществления высокоскоростной обработки.

При обычной обработке с увеличением скорости резания и уменьшением толщины стружки непрерывно повышается температура обрабатываемой заготовки, стружки и инструмента. Но если повысить скорость подачи в 5-10 раз, как это имеет место при высокоскоростном фрезеровании, то температура резцов повышается лишь незначительно. Причина этого заключается в том, что скорость подачи превышает скорость теплопроводности обрабатываемого резанием основного материала. Фреза «опережает» распространение тепла. Тем самым распространение тепла, образующегося в зоне контакта, в основной металл заготовки и фрезы большей частью предотвращается, а основная доля тепла от резания отводится со стружкой. За счет этого значительно увеличивается стойкость инструмента. Исследования японских специалистов показали, что во время выполнения ВСО 75% произведенного те-



пла отводится со стружкой, 20% - через инструмент, и 5% - через обрабатываемую деталь. Деталь в процессе резания нагревается незначительно, что положительно влияет на точность обработки. На основании исследований обработки материалов с высокими значениями прочности и твёрдости получены уравнения, с помощью которых возможно рассчитать температуру поверхности резания детали в зависимости от режимов резания.

Температура поверхности резания определяет также величину и направление остаточных напряжений в поверхностном слое детали после её обработки. Так, высокие тепловые нагрузки обуславливают возникновение напряжения растяжения в обработанной поверхности, что, в свою очередь, может привести к возникновению волосяных трещин в поверхности детали.

Методы высокоскоростной обработки наиболее эффективно применять в инструментальном производстве для обработки пресс-форм для литья металлов, пресс-форм для литья пластмасс, поскольку формообразующие детали (матрицы и пуансоны) изготавливаются, как правило, из одной заготовки за одну установку. Их также эффективно применять для обработки штампов при изготовлении деталей сложной формы. Обрабатываемые материалы обладают высокой твердостью и склонны к образованию трещин. Возможность обработки заранее закаленных заготовок позволяет значительно увеличить долговечность деталей штампов.

Во всех случаях благодаря высокоскоростному фрезерованию достигается по сравнению с обычным фрезерованием обеспечивается снижение основного технологического времени (в 5-10 раз). Однако при производстве инструментов, характеризующимся обработкой сложных форм и поверхностей свободной формы, применяется другая стратегия. Во избежание трудоемкой и дорогостоящей ручной работы при фрезеровании уменьшают формат строки, т.е. расстояние между двумя параллельными, расположенными рядом друг с другом траекториями, проведенными центром фрезы.

Таким образом, можно при одинаковом основном машинном времени избежать ручной работы и тем самым сэкономить расходы.

Эффект высокоскоростного фрезерования состоит еще и в возможности обработки в надкритическом для колебаний диапазоне, так как при высоких скоростях вращения значительно превышаются частоты резонанса детали, инструмента и компонентов станка. Одновременно с этим за счет небольших поперечных сечений среза силы резания могут быть небольшими, что благоприятно сказывается на выдерживании размеров узлов. Кроме того, проблема выделения тепла сведена к минимуму, как отмечалось выше.

Однако высокоскоростное фрезерование имеет и определенные недостатки. Из-за необходимости использовать только специальные высокоскоростные инструментальные шпиндели, требующиеся для такой высокой скорости вращения, в настоящее время в основном применяются инструменты диаметром от 15 до 20 мм. Общеизвестно ограничение фрезерования узлами с достаточно большим внутренним радиусом и максимально возможным соотношением ширины и глубины контакта (для создания небольшого вылета фрезы). Этот недостаток присущ также и высокоскоростному фрезерованию.

Стратегия обработки. По сути, это достаточно простые правила, которые должен выполнять технолог при составлении программ обработки и наличие САМ-систем, которые поддерживают эти правила.

Первое правило ВСО – необходимо обеспечить малые сечения среза, снимаемые с большой скоростью. Как отмечалось выше, это основа высокоскоростной обработки и реализуется простым заданием малых шагов между проходами, кроме случаев врезания, когда идет проход полной шириной фрезы. Такие случаи надо исключать, что достигается использованием трохоидальной обработки, когда фреза движется в процессе врезания по окружности, в конечном счете, осуществляя врезание. Идеально, когда САМ-система сама строит трохоиду в местах, где надо осуществить врезание.

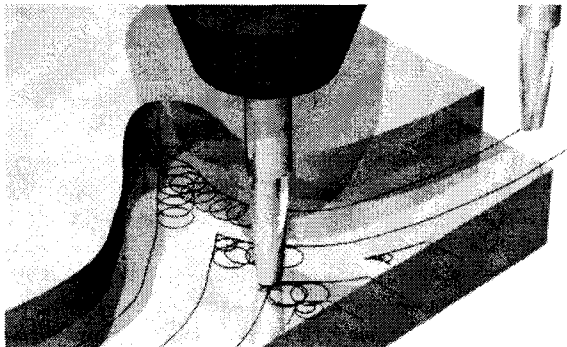


Рис. 2. Схема обработки.

Данная стратегия используется и при формировании пазов, которые ранее обрабатывались одним ходом фрезы того же диаметра, что и ширина паза.

В случае, когда ВСО используется для обработки закаленной заготовки с отверстием, то вследствие низкой стойкости сверл процесс сверления вызывает определенные

сложности. В этом случае эффективным методом может быть спиральная расфрезеровка отверстий. Причем, как показывает практика, этот метод обработки по производительности и стойкости инструмента превосходит обычное сверление. Как правило, объем программ для ВСО значительно превосходит объем традиционных программ силового резания. В этом случае системы ЧПУ должны обладать возможностью быстрой обработки программы, составляющие десятки мегабайт, что требует больших затрат времени на расчет траектории. Поэтому на первый план выходит скорость расчета, которую должна обеспечить САМ-система. Например, при разработке системы PowerMILL фирма Delsam уделяла этому особое внимание, и поэтому не случайно, что на сегодняшний день она является лидером по времени расчета и пересчета программ.

Второе правило ВСО – обеспечение гладкой траектории движения инструмента. Оно вытекает из необходимости снижения динамических нагрузок во время резкой смены направления движения инструмента. Надо максимально возможно исключить углы на траектории. В углах, где инструмент меняет направление, он вынужден останавливаться. Однако, снижение нагрузки в этот момент вызывает врезание фрезы в тело детали, и как следствие на поверхности детали остаются следы.

Создание гладких траекторий - это функция САМ-системы, например,

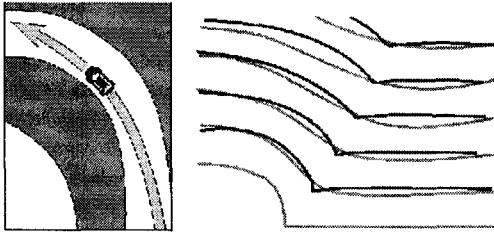


Рис. 3. Схема сглаживания траекторий.

PowerMILL. Для создания гладких траекторий реализуется в принципе тот же алгоритм сглаживания, который выполняет гонщик, проходя крутые виражи.

Третье правило – обеспечение равномерной нагрузки на инструмент. Традиционная строчная обработка, состоя-

щая из многочисленных ходов врезания и выходов инструмента, даже если это сглаженные входы по дуге, не может быть признана оптимальной для ВСО. Предпочтение должно отдаваться спиральным стратегиям, где инструмент однажды врезавшись, сохраняет непрерывный и равномерный контакт с заготовкой или стратегиям эквидистантного смещения контура, которые сохраняют контакт инструмента с заготовкой длительное время с одним заходом и выходом. Это же правило равномерных нагрузок диктует технику обработки внутренних скруглений. При ВСО надо стремиться исключать обработку фрезами с радиусами, равными радиусам скругления на детали.

#### Список литературы

1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.2. “Теплофизика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.
2. Новиков Ф.В., Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2007. – С. 8-20.
3. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с.

#### Анотація

##### Умови ефективного застосування високошвидкісної обробки

*У роботі розкрито фізична сутність високошвидкісної обробки й обґрунтовані області її ефективного застосування.*

#### Abstract

##### Conditions of effective application of high-speed processing

*In work the physical essence of high-speed processing is opened and areas of its effective application are proved.*

## ЗМІСТ

<b>Скобло Т.С., Иващенко С.Г.</b> ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ АЛМАЗНОГО ВЫГЛАЖИВАНИЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ВСТАВКИ ГИЛЬЗЫ ЦИЛИНДРА .....	3
<b>Скобло Т.С., Сидашенко А.И., Пасько Н.С.</b> ВНЕПЕЧНАЯ ОБРАБОТКА ЧУГУНА ШЛАКООБРАЗУЮЩИМИ СМЕСЯМИ .....	8
<b>Фабричникова И. А., Коломиец В. В.</b> ВЛИЯНИЕ ВЕЛИЧИНЫ ЗЕРНА ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ СТАЛИ НА РЕЖУЩИЕ СВОЙСТВА ИНСТРУМЕНТА .....	16
<b>Жижкина Н.А., Скобло Т.С., Будагьянц Н.А.</b> ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА И СКОРОСТИ КРИСТАЛЛИЗАЦИИ НА УРОВЕНЬ СВОЙСТВ ЦЕНТРОБЕЖНО-ЛИТЫХ ВАЛКОВ .....	18
<b>Новиков Ф.В.</b> МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НА ОСНОВЕ УЧЕТА БАЛАНСА ТЕПЛА, УХОДЯЩЕГО В ОБРАЗУЮЩИЕСЯ СТРУЖКИ И ОБРАБАТЫВАЕМУЮ ДЕТАЛЬ .....	23
<b>Якимов А.В., Якимов А.А., Дмитриева С.Ю.</b> ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ ПРЕРЫВИСТЫМИ КРУГАМИ С РАВНОМЕРНЫМ КОНТАКТОМ .....	34
<b>Усов А.В., Якимова О.А.</b> ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРОЦЕССА ЗАТОЧКИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ .....	40
<b>Линчевский П.А., Буюкли И.М., Иоргачев В.Д.</b> ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ РАСТАЧИВАНИИ ОТВЕРСТИЙ В ЦИЛИНДРАХ .....	47
<b>Ларшин В.П.</b> ОПТИМИЗАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ .....	53
<b>Новиков Г.В.</b> УСЛОВИЯ ОСУЩЕСТВЛЕНИЯ ПРОЦЕССА СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ ПРИ РЕЗАНИИ МАТЕРИАЛОВ .....	59
<b>Ахлестин А. В.</b> О ВЛИЯНИИ СИЛ ТРЕНИЯ НА ПРОЦЕСС ВАЛКОВОЙ ФОРМОВКИ ПРОФИЛЕЙ .....	67
<b>Власовец В. М.</b> ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО ФАКТОРА УГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И КОЭРЦИТИВНУЮ СИЛУ .....	73
<b>Волчок И. В., Спольник А.И.</b> ИЗУЧЕНИЕ ВЛИЯНИЯ МАРТЕНСИТНЫХ ФАЗОВЫХ ПРЕВРА-	

ЩЕНИЙ В АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЯХ НА ИХ ТЕПЛОПРОВОДНОСТЬ .....	78
<b>Гринченко А.С., Алферов А.И.</b> РЕСУРСНЫЕ ИСПЫТАНИЯ И ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ КРЫЛЬЧАТКИ ВАКУУМНОГО НАСОСА ДОИЛЬНОГО АГРЕГАТА .....	81
<b>Каложный А. Б., Каложный Б. Г.</b> ОЧИСТКА ШАХТНОГО МЕТАНА ПОЛИМЕРНЫМИ ФИЛЬТРУЮЩИМИ МАТЕРИАЛАМИ .....	87
<b>Лавинский В.И., Лукьянов И.М.</b> ПРОЧНОСТЬ И ЖЕСТКОСТЬ СОСТАВНОЙ БАНДАЖИРОВАННОЙ МАТРИЦЫ ДЛЯ ПРЕССОВАНИЯ ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА .....	91
<b>Приймаков О.Г., Знайдюк В.Г.</b> АМПЛИТУДНО-ЧАСТОТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОЛИВАЛЬНЫХ ПРОЦЕССИВ МОЛОТИЛЬНОГО БАРАБАНА ЗЕРНОЗБИРАЛЬНОГО КОМБАЙНА .....	98
<b>Ребезнюк І. Т., Дзюба Л. Ф., Колесник К. К.</b> ОБГРУНТУВАННЯ РАЦІОНАЛЬНОГО СПОСОБУ РОЗВЕДЕННЯ ЗУБЦЯ СТРІЧКОВОЇ ПИЛКИ .....	111
<b>Смутко Н.У., Смутко А.Н.</b> ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕКСТОЛИТОВЫХ ПОДШИПНИКОВ СКОЛЬЖЕНИЯ .....	117
<b>Спольник А. И., Калиберда Л. М., Уклеина Е. Г., Чегорян М.А.</b> ПРИМЕНЕНИЕ СВЧ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ КОНЦЕНТРАЦИИ РАСТВОРОВ .....	123
<b>Тищенко Л.Н., Харченко С.А., Бредихин В.В., Пивень М.В.</b> ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРАВЛИЧЕСКОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРАБОТАННОЙ ПЫЛЕОСАДОЧНОЙ КАМЕРЫ ВИБРОЦЕНТРОБЕЖНЫХ ЗЕРНОВЫХ СЕПАРАТОРОВ .....	127
<b>Шестиалтынов В. К., Спольник А. И., Власенко В. Г.</b> ИЗМЕРЕНИЕ РАДИОАКТИВНОЙ ЗАГРЯЗНЕННОСТИ ПРОДУКТОВ В УСЛОВИЯХ ПОВЫШЕННОГО ФОНА .....	132
<b>Вакуленко К. В., Дукаров С.В., Казак И.Б., Крышталь А.П., Мацевитый В.М.</b> ОСОБЕННОСТИ РАЗРУШЕНИЯ МНОГОСЛОЙНЫХ ВАКУУМНО-ПЛАЗМЕННЫХ ПОКРЫТИЙ .....	135
<b>Милешкин М.Б., Библик И.В., Алексеева А.М.</b> КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ КОРРОЗИОННОЙ ПОВРЕЖДЕННОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ЛОПАТОК ТУРБОМАШИН .....	140
<b>Проволоцкий А.Е., Кадильникова Т.М.</b> КОНТРОЛЬ ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ .....	145
<b>Воробьев Ю.С., Стороженко М.А.</b> АНАЛИЗ ПУТЕЙ СНИЖЕНИЯ УРОВНЯ ЛОКАЛИЗАЦИИ ВИБ-	

РАЦИОННЫХ НАПРЯЖЕНИЙ ПАКЕТОВ ЛОПАТОК С УЧЕТОМ ПОВРЕЖДЕНИЙ.....	152
<b>Бажанов О.И., Дашенко О.Ф., Панкратов М.М.</b> РОЗРОБКА МЕТОДІВ ПРИСКОРЕНИХ РЕСУРСНИХ ВИПРОБУ- ВАНЬ МОБІЛЬНИХ МАШИН .....	157
<b>Бондарь В.И., Гусарев В.С., Панов Л.И.</b> ИССЛЕДОВАНИЕ ПОТЕНЦИАЛЬНЫХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ АВ- ТОМАТИЗИРОВАННОЙ СБОРКИ И МОНТАЖА ИЗДЕЛИЙ .....	160
<b>Новиков Ф.В., Рябенков И.А.</b> ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕ- СТВА ОБРАБОТКИ ПО ТЕМПЕРАТУРНОМУ КРИТЕРИЮ .....	164
<b>Шкурупій В.Г.</b> ВПЛИВ МЕТОДУ ОБРОБКИ НА ФОРМУВАННЯ ШОРСТКОСТІ ПОВЕРХОНЬ .....	172
<b>Гуцаленко Ю.Г.</b> ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОБОСНОВАНИЕ РАБОТОСПОСОБНОСТИ АЛМАЗНЫХ ЗЕРЕН КРУГА ПРИ ШЛИФОВАНИИ.....	176
<b>Дитиненко С.А.</b> ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ПУТЕЙ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕК- ТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ВЫХАЖИВАНИЯ ПРИ ШЛИФОВА- НИИ.....	181
<b>Дудин А.Т.</b> ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУ- МЕНТОВ .....	187
<b>Золотарев В.М., Карпушенко В.П., Золотарёв В.В., Науменко А.А.</b> ИСПЫТАНИЕ ИЗОЛЯЦИОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КАБЕЛЕЙ И ПРОВОДОВ ЭЛЕКТРИЧЕСКИМ НАПРЯЖЕНИЕМ НА ПРОХОД .....	193
<b>Иванов И.Е.</b> ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА НАРЕЗАНИЯ КОНИЧЕСКОЙ РЕЗЬ- БЫ В ОТВЕРСТИЯХ ГОРЛОВИН БАЛЛОНОВ В УСЛОВИЯХ МАССОВОГО ПРОИЗВОДСТВА .....	197
<b>Ковальчук А.Н.</b> ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И ТОЧНОСТИ ОБРА- БОТКИ НА ОПЕРАЦИЯХ КРУГЛОГО НАРУЖНОГО ШЛИФО- ВАНИЯ .....	207
<b>Мищенко А.Н.</b> УМОВИ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ МАШИНОБУДІВНОЇ ПРОДУКЦІЇ.....	214
<b>Фадеев В.А., Набока Е.В.</b> НАСЛЕДСТВЕННОСТЬ ПРИ УПРАВЛЕНИИ КАЧЕСТВОМ ТЕХ- НОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ.....	217
<b>Новиков Г.В.</b> РАЗРАБОТКА ПРОГРЕССИВНЫХ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬ- НЫХ ТЕХНОЛОГИЙ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ.....	222
<b>Кленов О.С.</b>	

РАСЧЕТ И ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ .....	231
<b>Савченко Н.Ф., Соломиный А.У., Павиченко В.П.</b> НАУЧНЫЙ ПОДХОД К ПРОЕКТИРОВАНИЮ ЭНЕРГОЕМКИХ ИМПУЛЬСНЫХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ .....	239
<b>Якимов А.А., Якимова О.А., Мищенко А.Н.</b> УСЛОВИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНОЙ ОБРАБОТКИ НА ЗУБОШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКАХ МААГ .....	246
<b>Можарова Н.М.</b> ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ХИМИЧЕСКОГО СОСТАВА ХРОМИСТЫХ ЧУГУНОВ НА МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА .....	250
<b>Погрібний М.А., Сизий Ю.А., Волков О.О.</b> ДОСЛІДЖЕННЯ СТРУКТУРИ СТАЛІ ПІСЛЯ ТФО І ЧИСТОВОГО ШЛІФУВАННЯ .....	255
<b>Линчевский П.А., Оргиян А.А., Онищенко С.М.</b> УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА РАСТАЧИВАНИЯ ОТВЕРСТИЙ С ПРЕРЫВИСТОЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ .....	261
<b>Крюк А.Г., Браташевский А.Ю., Дитиненко С.А., Дудко П.Д.</b> КОМПЬЮТЕРНЫЕ СЕТИ И ПЕРСПЕКТИВЫ ИХ РАЗВИТИЯ В НАУЧНОМ И ОБРАЗОВАТЕЛЬНОМ ПРОСТРАНСТВЕ .....	267
<b>Новиков Ф.В., Генералов О.А., Машко А.А.</b> ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ГЛУБИННОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ С ИЗНОСОСТОЙКИМИ НАПЛАВКАМИ МЕТАЛЛУРГИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ .....	272
<b>Мануйленко В.М.</b> УСЛОВИЯ ЭФФЕКТИВНОГО ПРИМЕНЕНИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОЙ ОБРАБОТКИ .....	279